

# آنالیز انتقال حرارت جابجایی متان در فشار فوق بحرانی در یک کانال خنک کاری بازیابی

عباس ابراهیمی<sup>۱</sup> و مریم شگری<sup>۲</sup>

دانشکده مهندسی هوافضا

دانشگاه صنعتی شریف

(تاریخ دریافت: ۱۳۹۷/۰۳/۱۳؛ تاریخ پذیرش: ۱۳۹۷/۰۴/۲۵)

## چکیده

یکی از مراحل مهم در طراحی زیرسامانه‌های فضایی تحلیل جامع رفتار حرارتی سیال خنک‌کننده درون کانال‌های خنک‌کاری بازیابی برای دستیابی به طراحی بهینه، بهبود عملکرد و افزایش عمر می‌باشد. در سامانه‌های پیش‌بران متان- پایه، تحلیل حرارتی خنک‌کننده متانی برای پیش‌بینی خواص ترمودینامیکی که وابسته به دمای محلی و فشار می‌باشند، اهمیت ویژه‌ای دارد. خنک‌کننده متانی با پدیده‌هایی از جمله تغییر رژیم جریان و افت انتقال حرارت به دلیل گرادیان دمای بالای نزدیک دیواره، عدد رینولدز بالا و هندسه سه‌بعدی مسیرها مواجه خواهد شد. در پژوهش حاضر، حلگری سه‌بعدی برای شبیه‌سازی انتقال حرارت جابجایی جریان متان فوق بحرانی درون کانال خنک‌کاری مستطیلی توسعه داده شده است. اعتبارسنجی حلگر با استفاده از داده‌های تجربی متان در آزمون‌های MTP انجام شده و دقت روابط ناسلت مختلف برای تخمین ضریب انتقال حرارت متان در فشارهای فوق بحرانی ارزیابی شده‌اند. به علاوه، روابط عدد ناسلت موجود برای متان فوق بحرانی درون کانال مستطیلی توسعه داده شده‌اند. دقت روابط اصلاح شده در فشارهای خروجی، شارهای دیواره و دی‌های ورودی مختلف مطالعه شده‌اند. روابط ناسلت اصلاح شده در فشارهای بالاتر از 8 MPa و نرخ انتقال حرارت کمتر از 13 kW خطای کمتر از ۱۰٪ دارند.

**واژه‌های کلیدی:** خنک‌کاری بازیابی، انتقال حرارت جابجایی، متان فوق بحرانی، عدد ناسلت

## Convective Heat Transfer Analysis of Supercritical-Pressure Methane in a Regenerative Cooling Channel

A. Ebrahimi and M. Shokri

Aerospace Engineering Department

Sharif University of Technology

(Received: 03/June/2018 ; Accepted: 16/July/2018)

### ABSTRACT

Comprehensive analysis of coolant thermal behavior in regenerative cooling channels is one of the main steps in optimum design of launch vehicles. In methane-based propulsion systems, thermal analysis of methane coolant is important to predict the thermodynamic properties which depend on local temperature and pressure. Methane may experience a state change from subcritical to supercritical and heat transfer deterioration due to the high temperature gradients in the proximity of the walls, high Reynolds numbers, and three-dimensional flow structures in cooling channels. In the present study, a computational fluid dynamics solver was developed, which is able to simulate the convective heat transfer of supercritical methane coolant flow inside rectangular cooling channels. The solver was validated using reliable experimental data. The coefficients of current Nusselt number correlations were improved using minimization of relative root mean square error. Additionally, the entrance-region effects on heat transfer coefficient were simulated. The accuracy of the proposed relations was studied at different operating conditions. The proposed modified Nusselt correlations have errors less than 10% at outlet pressures higher than 8 MPa and heat transfer rates lower than 13 kW.

**Keywords,** Regenerative Cooling, Convective Heat Transfer, Supercritical Methane, Nusselt Number

۱- استادیار (نویسنده پاسخگو): Ebrahimi\_a@sharif.ir

۲- دانشجوی دکتری: shokri\_maryam@ae.sharif.ir

## ۱- مقدمه

دادند که این دو رابطه می‌توانند رفتار حرارتی متان فوق‌بحرانی درون کانال سه‌بعدی را با خطای ۲۳٪ تا ۱۸٪+ پیش‌بینی کنند. البته خطای این دو رابطه در نواحی ورودی بالا بوده و نیاز به اصلاح دارند. پیزارلی<sup>۹</sup> [۲۲] انتقال حرارت جابجایی متان فوق‌بحرانی درون کانالی دایروی را به صورت عددی شبیه‌سازی و رابطه‌ای برای ناسلت در شرایط بروز افت انتقال حرارت (HTD) با صرف‌نظر از اثرات بویانسی استخراج کرد. رابطه پیزارلی مقدار پیک منحنی دمای دیواره را در شرایط افت انتقال حرارت با خطای زیادی پیش‌بینی می‌کند. آران<sup>۱۰</sup> و همکارانش در مرجع [۲۳] اثر تغییر ضریب منظری بر انتقال حرارت متان فوق‌بحرانی را بررسی و مقدار ناسلت حاصل از حل عددی را با دو رابطه شبه‌تجربی جکسون و هال اصلاح شده [۲۴] و بی‌شاپ مقایسه کردند. آن‌ها نشان دادند که افزایش ضریب منظری تغییری در روند نمودارهای  $h$  و  $Nu$  ایجاد نکرده و فقط شیفی در داده رخ داده است. میزان شیفت داده‌ها نیز از طریق اصلاح ثوابت روابط ناسلت قابل اصلاح است. مقدار خطای ناسلت محاسبه شده توسط این دو رابطه بالای ۳۵٪ در ورودی و حدود  $\pm 20\%$  در مابقی نقاط است.

اکثر روابط پیشنهاد شده برای ناسلت در مراجع [۲۴-۱۳]، برای آب و دی‌اکسیدکربن در فشار فوق‌بحرانی درون کانال دایروی استخراج شده‌اند. در میان تحقیقات انجام‌شده تاکنون، فقط دو مرجع [۱۸] (با اصلاح ضرایب رابطه جکسون و هال) و [۲۲] (با روش حداقل کردن خطا) رابطه ناسلتی برای متان فوق‌بحرانی پیشنهاد داده‌اند. که البته این روابط هم برای کانال دایروی بود و در این مقاله نشان داده شد که برای تخمین ضریب انتقال حرارت متان درون کانال مستطیلی درصد خطای بالایی دارند. بنابراین، لازم است این روابط برای سیالاتی به غیر از آب و دی‌اکسیدکربن و کانال‌های سه‌بعدی اصلاح شوند.

در پژوهش حاضر، حلگری برای شبیه‌سازی جریان تراکم‌پذیر متان درون کانال مستطیلی برای اعداد ماخ پایین و رژیم‌های جریان مختلف توسعه داده شده است. در این حلگر، از الگوریتم سیمپل سی [۲۵] با استفاده از شبکه هم‌مکان و روش میان‌یابی رای و چو<sup>۱۱</sup> [۲۶] برای حل معادلات حاکم

بررسی فرآیند خنک‌کاری در سامانه‌های پیش‌ران متان- پایه یکی از مراحل مهم در طراحی زیرسامانه‌ها و کنترل بارهای حرارتی سازه موتور است [۲-۱]. مطالعات تجربی اندکی در رابطه با رفتار حرارتی سیالات خنک‌کننده کرایوژنیک<sup>۱</sup> در رژیم‌های کاری مختلف انجام شده است. از جمله این سیالات هیدروژن [۳]، اکسیژن [۴] و متان [۵-۸] می‌باشند. در این مراجع اطلاعات و داده‌های آزمایشگاهی کافی برای استفاده از نتایج آن‌ها برای اعتبارسنجی ارائه نشده است. در سال‌های اخیر، مرکز تحقیقات هوافضای ایتالیا (CIRA) با هدف فراهم کردن اطلاعات و داده‌های تجربی در رابطه با رفتار متان، آزمون‌های تجربی با نام MTP<sup>۲</sup> طراحی و اجرا کرده است [۷-۱۲]. در این پژوهش به دلیل جامع بودن اطلاعات و داده‌های ارائه شده در مراجع مرتبط با این آزمون‌ها، از نتایج این تحقیقات برای اعتبارسنجی استفاده شده است.

تخمین مقادیر ضرایب انتقال حرارت در فرآیندهای شبیه‌سازی حرارتی از اهمیت ویژه‌ای برخوردار است. در سال‌های اخیر تحقیقات زیادی برای استخراج و اصلاح روابط ناسلت براساس داده‌های تجربی و عددی انجام شده است [۲۴-۱۳]. مراجع [۱۵-۱۳]، با اضافه کردن ضرایب تصحیحی به رابطه ناسلت جنیپلینسکی<sup>۳</sup> [۱۶]، روابط ناسلت جدیدی برای پیش‌بینی انتقال حرارت دی‌اکسیدکربن فوق‌بحرانی درون لوله دایروی پیشنهاد کرده‌اند. مگری<sup>۴</sup> و همکارانش [۱۷] با استفاده از روش آنالیز ابعادی و داده‌های تجربی آب فوق‌بحرانی درون لوله‌ای دایروی، به استخراج رابطه ناسلتی برای پیش‌بینی رفتار حرارتی آب پرداخته‌اند. وانگ<sup>۵</sup> و همکارانش [۱۸] با استفاده از داده‌های عددی حاصل از شبیه‌سازی متان فوق‌بحرانی، رابطه ناسلت جکسون و هال<sup>۶</sup> [۱۹] را برای متان فوق‌بحرانی درون لوله‌ای تحت شار حرارتی ثابت اصلاح کرده‌اند. روان و منگ<sup>۷</sup> [۲۰] با شبیه‌سازی عددی انتقال حرارت متان فوق‌بحرانی درون کانال مستطیل شکل، نتایج حاصل از دو رابطه ناسلت شبه‌تجربی بی‌شاپ<sup>۸</sup> [۲۱] و جکسون و هال را با داده‌های عددی مقایسه کردند. آن‌ها نشان

- 1- Cryogenics
- 2- Methane Thermal Properties
- 3- Gnielinski
- 4- Mokry
- 5- Wang
- 6- Jackson and Hall
- 7- Ruan and Meng
- 8- Bishop

9- Pizzarelli  
10- Arun  
11- Rhie and Chow

$$\alpha^r(\tau, \delta) = \sum_{k=1}^6 n_{r,k} \delta^{d_{r,k}} \tau^{t_{r,k}} + \sum_{k=1}^6 n_{r,k} \delta^{d_{r,k}} \tau^{t_{r,k}} e^{-\delta^{c_{r,k}}} \quad (3)$$

$$\frac{C_p(\delta, \tau)}{R} = -\tau^2 (\alpha_{\tau\tau}^o + \alpha_{\tau\tau}^r) + \frac{(1 + \delta\alpha_{\delta}^r - \delta\tau\alpha_{\delta\tau}^r)^2}{1 + 2\delta\alpha_{\delta}^r + \delta^2\alpha_{\delta\delta}^r} \quad (4)$$

در اینجا،  $\alpha = \frac{a}{RT}$  نشان دهنده فرم بی بعد انرژی آزاد

هلمهولتز<sup>۳</sup> است که تابعی از دما ( $T$ ) و چگالی ( $\rho$ ) است.  $\alpha^0$  و  $\alpha^r$  در رابطه‌های (۲) و (۳)، به ترتیب نشان دهنده خواص گاز ایده آل و رفتار گاز واقعی می باشند.  $\delta = \frac{\rho}{\rho_{cr}}$

و  $\tau = \frac{T_{cr}}{T}$  به ترتیب چگالی و عکس دمای کاهش یافته سیال

می باشند. در رابطه‌های (۲) و (۳)،  $d_{r,k}, n_{r,k}, \theta_{id,k}, n_{id,k}$ ،  $R, c_{r,k}, t_{r,k}$  و  $R^*$  ضرایب ثابتی هستند که در مرجع [۲۸] آورده شده است. در رابطه (۴)،  $\alpha_{\tau\tau}^o, \alpha_{\tau\tau}^r, \alpha_{\delta}^o, \alpha_{\delta}^r, \alpha_{\delta\tau}^o, \alpha_{\delta\tau}^r$  و مشتقات  $\alpha^0$  و  $\alpha^r$  نسبت به  $\delta$  و  $\tau$  می باشند.

همچنین خواص انتقال شامل ضریب هدایت حرارتی از مرجع [۲۹] (رابطه ۵) و ضریب لزجت از مرجع [۳۰] (رابطه ۶) استخراج شده اند.

$$k(\tau, \delta) = k_0(\tau) + \Delta k(\tau, \delta) + k_c(\tau, \delta) \quad (5)$$

$$\mu = \mu_0(\tau) + \mu_f(\tau, \delta) \quad (6)$$

در روابط بالا،  $k_0$  و  $\mu_0$  معرف توزیع در محدوده گاز رقیق،  $\mu_f$  معرف جمله لزجت،  $\Delta k$  معرف جمله اضافی به دلیل گاز واقعی بودن متان و  $k_c$  معرف تغییر بحرانی در نواحی نزدیک به مقادیر بحرانی است. همچنین روابط و ثابت‌های مورد استفاده در روابط (۵) و (۶)، در مراجع [۲۹-۳۰] آورده شده است.

### ۳- معادلات حاکم

با هدف شبیه سازی سه بعدی انتقال حرارت کوپل از دیواره به سیال خنک کننده، حلگری توسعه داده شده که شامل دو

استفاده شده است. مدل آشفتگی اسپالارت-آلمارس<sup>۱</sup> [۲۷]، معادله حالت کانز و واگنر<sup>۲</sup> [۲۸] و روابط ترموفلوئیدیک مختلف مختلف [۲۹-۳۰] به حلگر اعمال شده است. چندین آزمون MTP شبیه سازی و برای اعتبارسنجی از داده های تجربی آنها استفاده شده است. همچنین، دقت برخی از روابط ناسلت سیالات خنک کننده در فشار فوق بحرانی برای متان درون کانال مستطیلی بررسی شده اند. تغییر ضرایب تصحیح پارامترهای ترموفلوئیدیک (چگالی، دما، ظرفیت گرمایی، لزجت و ضریب هدایت حرارتی) در طول کانال خنک کاری مطالعه شده اند. به علاوه، روابط ناسلت موجود با استفاده از روش حداقل کردن خطا توسعه داده شده اند. همچنین دقت روابط اصلاح شده در فشارهای خروجی، دبی های جرمی و شارهای دیواره مختلف بررسی شده است.

### ۲- خواص ترموفلوئیدیک

سیال خنک کننده در تمام مسیر خنک کاری فشاری بالاتر از مقدار بحرانی داشته و درحین عبور از این مسیرها، دمای زیر بحرانی آن با گرفتن گرما از دیواره کانال به مقدار فرابحرانی می رسد. درحین عبور از دمای شبه بحرانی، مشخصات ترمودینامیکی سیال به شدت تغییر می کند [۹]. رژیم ترمودینامیکی که سیال این تغییرات را در خواص خود مشاهده می کند به عنوان رژیم گذر بحرانی شناخته می شود. گام اصلی در شبیه سازی حرارتی متان، بررسی معادلات حالت، روابط ترمودینامیکی و خواص انتقالی است که قادر به مدل کردن تغییرات خواص جریان خنک کننده در رژیم های گذر بحرانی و فوق بحرانی باشند.

در این پژوهش، برای شبیه سازی رفتار حرارتی متان از معادله حالت و ظرفیت گرمایی ویژه کانز و واگنر [۲۸] به ترتیب مطابق روابط (۱) تا (۴) استفاده شده است.

$$\alpha(\tau, \delta) = \alpha^o(\tau, \delta) + \alpha^r(\tau, \delta) \quad (1)$$

$$\alpha^o(\tau, \delta) = \frac{R^*}{R} \left[ \ln(\delta) + n_{id,1} + n_{id,2}\tau + n_{id,3} \ln(\tau) + \sum_{k=4,6} n_{id,k} \ln \left| \sinh(\theta_{id,k} \tau) \right| - \sum_{k=5,7} n_{id,k} \ln \left| \cosh(\theta_{id,k} \tau) \right| \right] \quad (2)$$

1- Spalart-Allmaras  
2- Kunz and Wagner

جدول (۱): ترم‌های معادلات بقا.

معادله	$\Phi$	$\Gamma_\Phi$	$S_\Phi$
بقای جرم	1	0	0
بقای مومنتم در راستای x	u	$\mu_{eff}$	$-\frac{\partial p}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x} \left( \mu_{eff} \frac{\partial u}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( \mu_{eff} \frac{\partial v}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( \mu_{eff} \frac{\partial w}{\partial x} \right)$
بقای مومنتم در راستای y	v	$\mu_{eff}$	$-\frac{\partial p}{\partial y} + \frac{\partial}{\partial x} \left( \mu_{eff} \frac{\partial u}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( \mu_{eff} \frac{\partial v}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( \mu_{eff} \frac{\partial w}{\partial y} \right)$
بقای مومنتم در راستای z	w	$\mu_{eff}$	$-\frac{\partial p}{\partial z} + \frac{\partial}{\partial x} \left( \mu_{eff} \frac{\partial u}{\partial z} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( \mu_{eff} \frac{\partial v}{\partial z} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( \mu_{eff} \frac{\partial w}{\partial z} \right)$
انرژی	T	$\frac{\mu}{Pr} + \frac{\mu}{\sigma_T}$	0
مدل آشفستگی اسپالارت-آلمارس	$\tilde{q}$	$\mu_{eff}$	$P_{prod} - P_{dest} + P_{diff}$

$$\mu_{eff} = \mu + \mu_t \quad \tilde{\mu} = \rho \tilde{q} \quad \mu_t = \tilde{\mu} \frac{\chi^3}{\chi^3 + c_{v1}^3} \quad \chi = \frac{\tilde{\mu}}{\mu_t}$$

$$\sigma = \frac{2}{3} \quad c_{v1} = 7.1$$

#### ۴- مدل حل عددی

در حلگر توسعه داده شده برای گسسته‌سازی معادلات حاکم از روش حجم محدود براساس شبکه هم‌مکان استفاده شده است. به دلیل تراکم‌پذیر بودن جریان متان، معادلات با الگوریتم سیمپل سی [۲۵] حل شده است. در پژوهش حاضر از تقریب بالادست برای محاسبه ترم تصحیح چگالی و تقریب میان‌یابی مرکزی برای چگالی در معادلات مومنتم استفاده شده است.

قسمت کلی سالید<sup>۱</sup> و سیال می‌باشد. در قسمت سالید، از قانون هدایت حرارتی فوریه برای هدایت حرارت استفاده شده است. در قسمت سیال برای حل جریان تراکم‌پذیر سیال خنک‌کننده، از معادلات سه‌بعدی تراکم‌پذیر ناویراستوکس<sup>۲</sup> متوسط‌گیری شده به روش رینولدز، به همراه معادله انرژی و مدل آشفستگی استفاده شده است، که روابط استفاده شده را می‌توان به شکل کلی رابطه (۷) نشان داد [۳۱]. در پژوهش حاضر به دلیل پیچیده بودن حلگر سیال از این مدل تک‌معادله‌ای اسپالارت-آلمارس برای شبیه‌سازی آشفستگی جریان خنک‌کننده استفاده شده است. مدل آشفستگی اسپالارت-آلمارس شامل توابعی وابسته به ابعاد شبکه نزدیک دیواره و میزان ضریب اصطکاک سطح بوده و براساس تحقیقات انجام شده در مراجع مختلف [۱۲، ۲۲، ۳۲] برای شبیه‌سازی پدیده‌های حرارتی درون کانال‌های خنک‌کاری انتخابی مناسب می‌باشد. برای کوپل کردن دو قسمت سالید و سیال از فرض تعادل حرارتی استفاده شده است.

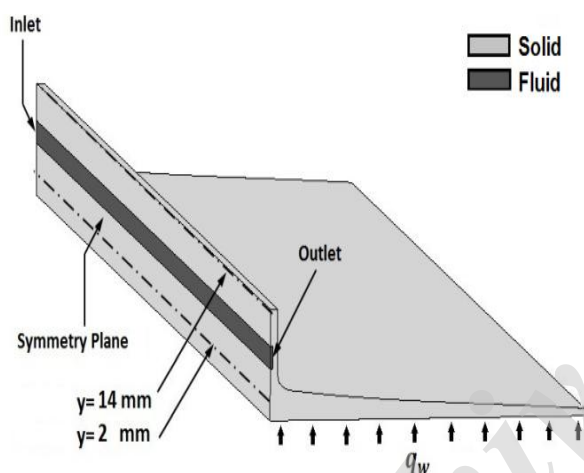
$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho \Phi) + \frac{\partial}{\partial x_i} (\rho u_i \Phi) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left( \Gamma_\Phi \frac{\partial \Phi}{\partial x_i} \right) + S_\Phi \quad (7)$$

که در آن،  $\Phi$  معرف کمیت انتقالی،  $\Gamma_\Phi$  معرف ضرایب نفوذ و  $S_\Phi$  عبارت چشمه هستند که روابط متناسب با هر یک از این عبارات برای معادلات مختلف بقا در جدول ۱ فهرست شده‌اند. همچنین،  $\rho$  و  $u_i$  نشان‌دهنده چگالی و مولفه‌های سرعت می‌باشند. این فرم از معادلات اغلب در روش حجم محدود استفاده می‌شوند.

در جدول ۱،  $u$ ،  $v$  و  $w$  به ترتیب مولفه‌های سرعت در جهت  $x$ ،  $y$  و  $z$  می‌باشند.  $P$  فشار استاتیکی،  $T$  دمای استاتیکی،  $\mu$  ویسکوزیته لمینار،  $\mu_t$  ویسکوزیته گردابه‌ای می‌باشند.  $Pr$  عدد پرانتل و  $\sigma_T$  عدد پرانتل توربولانسی برای معادله انرژی است.  $\tilde{q}$  متغیر میانی در مدل آشفستگی اسپالارت-آلمارس می‌باشد که بعد از محاسبه آن طبق روابط ارائه شده در جدول ۱، مقدار ویسکوزیته گردابه‌ای محاسبه خواهد شد.  $P_{prod}$ ،  $P_{dest}$  و  $P_{diff}$  به ترتیب ترم‌های تولید، اتلاف و پخش ویسکوزیته گردابه‌ای هستند که در مرجع [۲۷] آورده شده است.

1- Solid  
2- Navier-Stokes

در پژوهش حاضر، شرایط سه آزمون MTP شبیه‌سازی شده و رفتار متان با استفاده از نتایج آن‌ها بررسی شده‌اند. شرایط عملکردی آزمون سرد و دو آزمون گرم در جدول ۲ آورده شده است. سنسورهای مختلف در مدل MTP برای اندازه‌گیری پارامترهای ترمودینامیکی در نظر گرفته شده است. در پژوهش حاضر برای اعتبارسنجی نتایج از دو ردیف سنسور واقع در ناحیه سالیید (ارتفاع ۲ و ۱۴ میلی‌متری) و دو سنسور واقع در ناحیه سیال (ورودی و خروجی کانال مستطیلی) استفاده شده که در شکل ۲ قابل مشاهده می‌باشند.



شکل (۲): شرایط مرزی آزمون MTP.

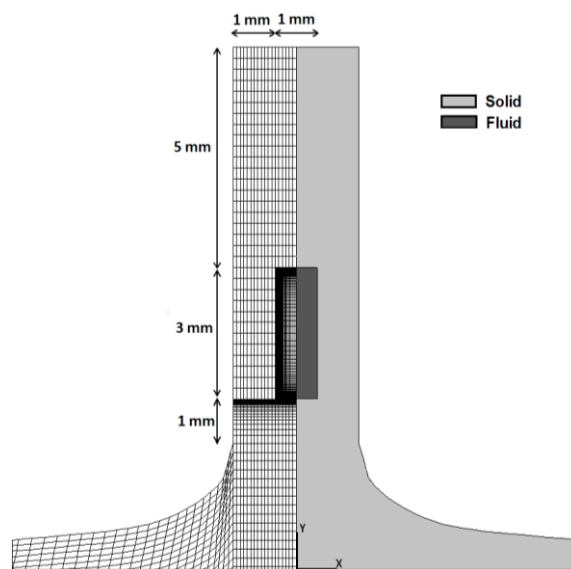
به دلیل تقارن مدل MTP نسبت به صفحه  $y-z$  نیمی از مدل در روند حل شبیه‌سازی شده است. شرایط مرزی اعمال شده به مدل که در شکل ۲ نشان داده شده است، عبارتند از:

- شار حرارتی ثابت ( $q_w$ ) به سطح پایینی ناحیه سالیید
- سطوح آدیاباتیک در قسمت‌های بیرونی ناحیه سالیید
- مقارن نسبت به صفحه  $y-z$
- دبی ( $\dot{m}$ ) و دمای ( $T_i$ ) متان در ورودی کانال
- فشار متان ( $p_e$ ) خروجی کانال

به دلیل ماهیت بیضوی ترم‌های نفوذ از روش تقریب میان‌یابی مرکزی برای گسسته‌سازی آن‌ها استفاده شده است. به علاوه، گسسته‌سازی ترم‌های جابجایی از روش بالادست-مرکزی<sup>۱</sup> انجام شده است. با توجه به هم‌مکان بودن شبکه محاسباتی، برای جلوگیری از نوسان‌های فشار که در صورت عدم ارتباط میدان فشار و سرعت رخ می‌دهد از روش میان‌یابی رای-چو [۲۶] برای تعیین سرعت روی مرزهای حجم کنترل‌های محاسباتی استفاده شده است.

## ۵- آزمون MTP

در سال‌های اخیر، مرکز تحقیقات هوافضای ایتالیا<sup>۲</sup> مجموعه‌ای از آزمون‌های تجربی به نام MTP را برای گردآوری اطلاعاتی در رابطه با رفتار متان در شرایط فوق‌بحرانی طراحی و اجرا کرده است. مدل MTP بلوکی از جنس آلیاژ مس<sup>۳</sup> بوده که با توجه به شکل ۱، شامل دو ناحیه سیال (کانال خنک‌کاری مستطیلی به ارتفاع ۳ mm و پهنای ۱ mm) و سالیید (اطراف کانال) می‌باشد. طول مدل ۳۱۶ mm و پهنای پایه مدل ۱۲۵ mm است. در ناحیه سالیید، ۱۰ سوراخ در نظر گرفته شده که درون آن‌ها ۱۰ کارتریج الکتریکی (با حداکثر قدرت ۱۲kW) به منظور هدایت گرما به دیواره‌های کانال تعبیه شده است.

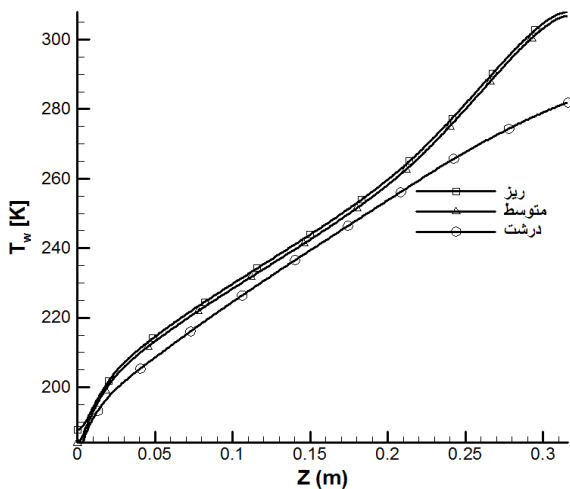


شکل (۱): مقطع عرضی آزمون MTP و شبکه محاسباتی.

1- Hybrid  
2- CIRA  
3- GlisCop®AL-15

جدول (۲): داده‌های تجربی سه آزمون MTP [۷-۱۲].

آزمون	$\dot{m}$ [g/s]	$T_i$ [K]	$T_e$ [K]	$P_i$ [MPa]	$P_e$ [MPa]	$q_w$ [kW]
سرد 0A	۱۵/۷۲	۱۳۳/۰	۱۳۵/۰	۸/۵۷۲	۸/۲۹۸	۰
گرم ۲	۲۰/۸۷	۱۳۷/۱	۲۴۴/۶	۱۱/۲۱	۱۰/۳۱	۱۰/۷
گرم ۴	۲۰/۵۷	۱۴۰/۸	۲۶۲/۸	۱۲/۸۹	۱۲/۰۶	۱۱/۰



شکل (۳): توزیع دمای دیواره بالایی کانال مستطیلی در آزمون ۲.

زبری کانال مستطیلی طبق جزئیات ارائه شده در مراجع [۷-۱۲]،  $14.5 \mu m$  در نظر گرفته شده است. با توجه به کاهش ضریب هدایت حرارتی مس با افزایش دما، ضریب هدایت حرارتی در ناحیه سالیید به صورت خطی از  $k_w = 325 \text{ W / mK}$  (در  $T = 650 \text{ K}$ ) تا  $k_w = 365 \text{ W / mK}$  (در  $T = 298 \text{ K}$ ) در نظر گرفته شده است. شکل ۳ توزیع دمای دیواره بالایی کانال مستطیلی در آزمون ۲ و جدول ۳ نتایج عددی دو آزمون 0A و ۲ را برای شبکه‌های محاسباتی مختلف نشان می‌دهند. براساس این جدول، شبکه متوسط با سایز  $52 \times 124 \times 390$  در ناحیه سیال و  $35 \times 124 \times 39$  در ناحیه سالیید به عنوان شبکه بهینه انتخاب شده است. فاصله اولین سلول‌های محاسباتی نزدیک دیواره و  $y^+$  به ترتیب کمتر از  $0.14$  میکرومتر و  $0.7$  می‌باشند.

جدول (۳): حساسیت‌سنجی حل عددی به شبکه محاسباتی.

آزمون 0A					
شبکه	تعداد نقاط	$P_i$ [MPa]	$P_e$ [MPa]	$\Delta p$ [MPa]	خطای نسبی افت فشار
درشت	۲/۱ م	۸/۵۶۳	۸/۲۹۸	۰/۲۶۵	۳/۳٪
متوسط	۴/۲ م	۸/۵۷۰	۸/۲۹۸	۰/۲۷۲	۰/۷٪
ریز	۸/۴ م	۸/۵۷۱	۸/۲۹۸	۰/۲۷۳	۰/۴٪

### ۵- اعتبارسنجی

$\Delta T$  و  $\Delta p$  معرف اختلاف دمای خروجی و فشار ورودی شبیه‌سازی حاضر با داده‌های تجربی آزمون MTP می‌باشد. این مقادیر در آزمون‌های گرم کمتر از یک درصد بوده که نشان دهنده دقت خوب نتایج شبیه‌سازی حاضر می‌باشند. همچنین در شکل ۴ توزیع دما در طول کانال برای دو موقعیت از ناحیه سالیید ( $y=2 \text{ mm}$  و  $y=14 \text{ mm}$ ) رسم و با داده‌های تجربی آزمون MTP [۷-۱۲] مقایسه شده‌اند. مقادیر دمای دیواره در هر دو آزمون ۲ و ۴ تطابق خوبی با مقادیر داده‌های تجربی دارند.

در این قسمت نتایج اعتبارسنجی حلگر توسعه داده شده ارائه شده است. شبیه‌سازی آزمون سرد به منظور بررسی مقدار زبری کانال مستطیلی و حساسیت‌سنجی شبکه محاسباتی (جدول ۳) انجام شده است. خلاصه نتایج حاصل از شبیه‌سازی این سه آزمون در جدول ۴ ارائه شده‌اند. با توجه به این‌که دما در ورودی و فشار در خروجی کانال مستطیلی به عنوان شرط مرزی در حلگر مقداردهی می‌شوند، مقادیر

جدول (۳): حساسیت سنجی حل عددی به شبکه محاسباتی.

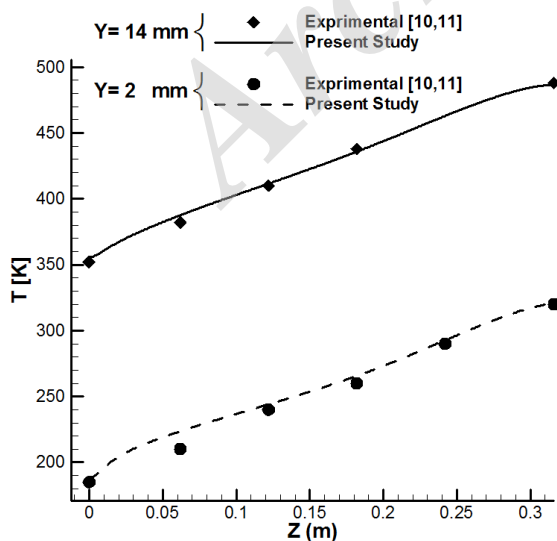
آزمون 0A					
شبکه	تعداد نقاط	$P_i$ [MPa]	$P_e$ [MPa]	$\Delta p$ [MPa]	خطای نسبی افت فشار
درشت	۲/۱ م	۸/۵۶۳	۸/۲۹۸	۰/۲۶۵	٪-۳/۳
متوسط	۴/۲ م	۸/۵۷۰	۸/۲۹۸	۰/۲۷۲	٪-۰/۷
ریز	۸/۴ م	۸/۵۷۱	۸/۲۹۸	۰/۲۷۳	٪-۰/۴

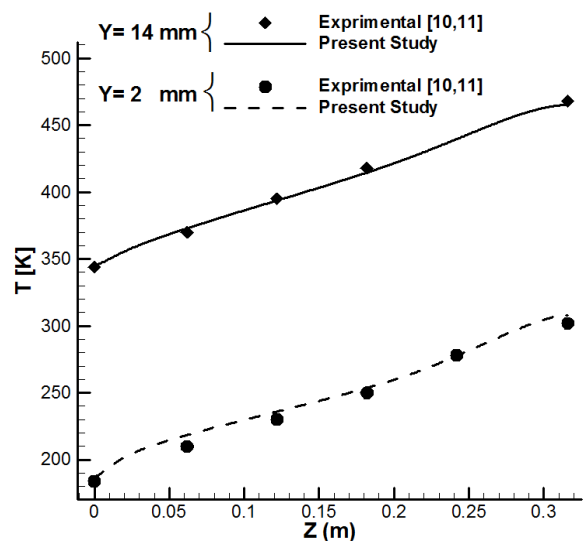
آزمون ۲					
شبکه	تعداد نقاط	$\Delta p$ [MPa]	$T_{w,av}$ [K] دیواره پایینی کانال	$T_{w,av}$ [K] دیواره بالایی کانال	
درشت	۲/۱ م	۰/۸۰۳	۳۱۵/۲	۲۳۳	
متوسط	۴/۲ م	۰/۸۰۷	۳۱۹	۲۴۶/۷	
ریز	۸/۴ م	۰/۸۰۶	۳۲۰/۷	۲۴۶/۶	

جدول (۴): خلاصه نتایج حاصل از پژوهش حاضر.

آزمون	$T_i$ [K]	$T_e$ [K]	$\Delta T_e$ %	$P_i$ [MPa]	$P_e$ [MPa]	$\Delta p_i$ %
سرد 0 A	۱۳۳	۱۳۳/۳	---	۸/۵۷۰	۸/۲۹۸	---
۲	۱۳۷/۱	۲۴۵/۹	۰/۵	۱۱/۱۱۹	۱۰/۳۱۲	۰/۸۲
گرم ۴	۱۴۰/۸	۲۶۳/۶	۰/۳	۱۲/۸۴۵	۱۲/۰۶۱	۰/۳۶



ب) آزمون ۴



الف) آزمون ۲

شکل (۴): توزیع دمای دیواره در ناحیه سالیید برای دو آزمون ۲ و ۴.

## ۶- نتایج

ناسلت در تخمین ضریب  $h$  متان درون کانال مستطیلی بررسی شده است. روابط ناسلت بررسی شده در این پژوهش در جدول ۵ ارائه شده‌اند.

تخمین مقدار ضریب انتقال حرارت جابجایی برای تقریب دمای دیواره در فرآیندهای شبیه‌سازی حرارتی از اهمیت ویژه‌ای برخوردار است. در این بخش، کارایی روابط شبه تجربی

جدول (۵): روابط عدد ناسلت مطالعه شده در این پژوهش.

معادله	مرجع
$Nu_b = 0.069 Re_b^{0.9} Pr_b^{0.66} \left( \frac{\rho_w}{\rho_b} \right)^{0.43} \left( 1 + 2.4 \frac{D_h}{z} \right), \quad \overline{Pr}_b = \frac{\mu_b \bar{C}_p}{k_b} = Pr_b \frac{\bar{C}_p}{C_{p,b}}$	بی‌شاپ [۲۱]
$Nu_b = 0.015 \times Re_b^{0.82} Pr_b^{0.5} \left( \frac{\rho_w}{\rho_b} \right)^{0.3} \left( \frac{\bar{C}_p}{C_{p,b}} \right)^n, \quad \bar{C}_p = \frac{H_w - H_b}{T_w - T_b}$	جکسون و هال [۱۹] روابط برپایه دیتوس - بولتر
$n = \begin{cases} 0.4, & T_b < T_w < T_{ps} \text{ or } 1.2T_{ps} < T_b < T_w \\ 0.4 + 0.2 \left( \frac{T_w}{T_{ps}} - 1 \right), & T_b \leq T_{ps} < T_w \\ 0.4 + 0.2 \left( \frac{T_w}{T_{ps}} - 1 \right) \left[ 1 - 5 \left( \frac{T_b}{T_{ps}} - 1 \right) \right], & T_{ps} < T_b < 1.2T_{ps} \text{ or } T_b < T_w \end{cases}$	
$Nu_b = 0.023 Re_b^{0.8} Pr_b^{0.4} \left( \frac{T_b}{T_w} \right)^{\left( 0.57 - 1.59 \frac{D_h}{z} \right)}$	
$Nu_b = 0.026 \times Re_b^{0.8} Pr_b^{0.16} \Lambda^{0.28}, \quad \Lambda = \frac{\rho_w}{\rho_b} \frac{k_w}{k_b} \frac{\bar{C}_p}{C_{p,b}} \left( \frac{\mu_b T_b}{\mu_w T_w} \right)^2$	پیزارلی [۲۲]
$Nu_b = \frac{f / 8 (Re_b - 1000) Pr_b}{1.07 + 12.7 \sqrt{f / 8} (Pr_b^{2/3} - 1)} \left[ 1 + \left( \frac{D_h}{L} \right)^{2/3} \right] C_t$	جنیپلینسکی [۳۴] روابط برپایه جنیپلینسکی
$f = (1.82 \ln(Re_b) - 1.64)^{-2}, \quad C_t = \begin{cases} \left( \frac{Pr_b}{Pr_w} \right)^{0.11}, & T_b \leq T_{ps} \\ \left( \frac{T_b}{T_w} \right)^{0.45}, & T_b > T_{ps} \end{cases}$	
$Nu = \left( \frac{Nu_w + Nu_b}{2} \right) \frac{k_w}{k_b}$	پیتلا [۱۳]
$Nu = 1.38 Nu_w \left( \frac{\bar{C}_p}{C_{p,w}} \right)^{0.86} \left( \frac{\rho_w}{\rho_b} \right)^{0.57}$	یوون [۱۴]

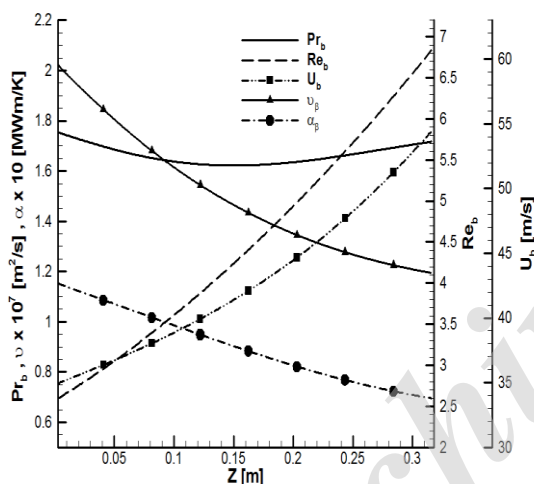
1- Taylor

2- Yoon

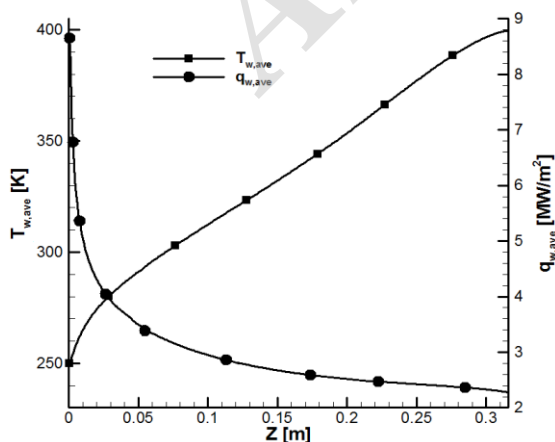


است. نمودار  $q_{w,ave}$  و  $T_{w,ave}$  برای آزمون ۴ در شکل ۶ ارائه شده‌اند. مقدار  $q_{w,ave}$  در ورودی کانال ماکزیمم بوده و رفته رفته کاهش یافته است. علت این رفتار  $q_{w,ave}$ ، نزدیک بودن دمای متان در ورودی کانال به دمای شبه بحرانی بوده که در این دما ظرفیت گرمایی متان بالاتر از سایر نقاط می‌باشد و متان گرمای بیشتری جذب می‌کند.  $T_{w,ave}$  با حرکت در طول دیواره به‌طور یکنواخت افزایش یافته است و هیچ تغییر شدیدی در رفتار آن مشاهده نشد. بنابراین، می‌توان نتیجه گرفت که در این آزمون، به‌دلیل زبری و دبی بالا پدیده افت انتقال حرارت رخ نداده است.

$$h_{num} = \frac{q_{w,ave}}{T_{w,ave} - T_b} \quad (11)$$



شکل (۵): نمودارهای  $Pr_b$ ،  $Re_b$ ،  $\alpha_b$ ،  $U_b$  و  $\nu_b$  برای آزمون ۴.



شکل (۶): نمودار دما و شار حرارتی متوسط‌گیری شده روی دیواره پایینی برای آزمون ۴.

در روابط موجود در جدول ۵،  $f$  معرف ضریب اصطکاک سطح کانال بوده و به‌صورت تابعی از عدد رینولدز ( $Re$ ) محاسبه می‌شود. همچنین  $H$  آنتالپی استاتیکی و  $D_h$  قطر هیدرولیکی کانال مستطیلی می‌باشد. زیرنویس‌های  $(b)$  و  $(w)$  به ترتیب معرف کمیت‌های حجمی و مقادیر روی دیواره هستند. برای محاسبه کمیت‌های حجمی از روش میانگین‌گیری جرمی طبق رابطه (۸) برای کمیت دلخواه  $\Psi$  استفاده شده است.

$$\Psi_b = \frac{\int_A \Psi \rho |\vec{V} \cdot d\vec{A}|}{\int_A \rho |\vec{V} \cdot d\vec{A}|} \quad (8)$$

که  $\vec{V}$  و  $\vec{A}$  نیز به ترتیب بردار سرعت و مساحت سلول  $i$ ام می‌باشند. همان‌طور که در جدول ۲ مشاهده می‌شود، روابط ناسلت با اضافه کردن ضرایب تصحیحی به دو رابطه ناسلت ابتدایی دیتوس-بولتر<sup>۱</sup> [۳۵] (رابطه ۹) و جنیلینسکی [۱۶] (رابطه ۱۰) توسعه داده شده‌اند. بر این اساس می‌توان این روابط را به دو دسته تقسیم کرد، روابطی برپایه دیتوس-بولتر و روابطی برپایه جنیلینسکی.

$$Nu = 0.0243 Re^{0.8} Pr^{0.4} \quad (9)$$

$$Nu = \frac{f / 8 (Re - 1000) Pr}{1.07 + 12.7 \sqrt{f / 8} (Pr^{2/3} - 1)}, \quad (10)$$

$$f = (0.79 \ln(Re) - 1.64)^{-2}$$

با دقت در روابط ناسلت پیشنهاد شده در مقالات (جدول ۵)، مشاهده می‌شود که دو پارامتر عدد پرنتل حجمی (رابطه ۹) و رینولدز حجمی ( $Re_b = \frac{U_b D_h}{\nu_b}$ ) در تمام روابط ناسلت وجود دارند. رفتار عدد پرنتل و رینولدز حجمی با نرخ پخش حرارت ( $\alpha_b = \frac{k_b}{\rho_b C_{p,b}}$ )، نرخ پخش لزجت ( $\nu_b$ ) و سرعت حجمی ( $U_b$ ) در طول کانال در شکل ۵ نشان داده شده است. همان‌طور که نشان داده شده است،  $\alpha_b$  و  $\nu_b$  در طول کانال کاهش یافته‌اند اما  $Pr_b$  تغییرات محسوسی نداشته است. همچنین، رینولدز حجمی در طول کانال افزایش یافته است.

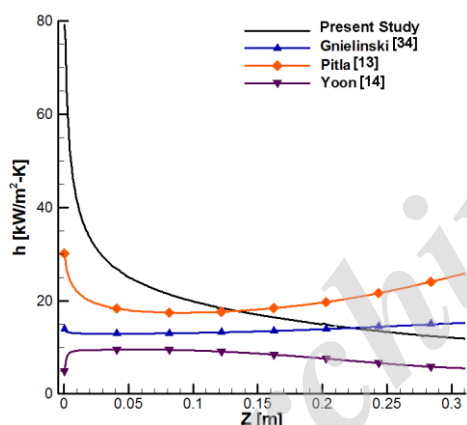
مقدار ضریب  $h_{num}$  براساس قانون فوریه طبق رابطه (۱۱) محاسبه شده است. در این رابطه  $q_{w,ave}$  و  $T_{w,ave}$  به ترتیب مقدار متوسط شار حرارتی و دما روی دیواره کانال می‌باشند. همچنین،  $T_b$  مقدار دمای حجمی متان درون کانال مستطیلی

مدل کرده‌اند. بنابراین، ترم  $\left(c_1 \pm c_2 \frac{D_h}{z}\right)^{c_3}$  یک پارامتر کلیدی در مدل کردن اثر ناحیه‌ی ورودی است. رابطه پیزارلی ضریب هدایت حرارتی در ورودی کانال را نتوانسته به خوبی مدل کند ولی در بقیه نواحی کانال روندی مشابه  $h_{num}$  با شیفیتی در داده‌ها دارد.

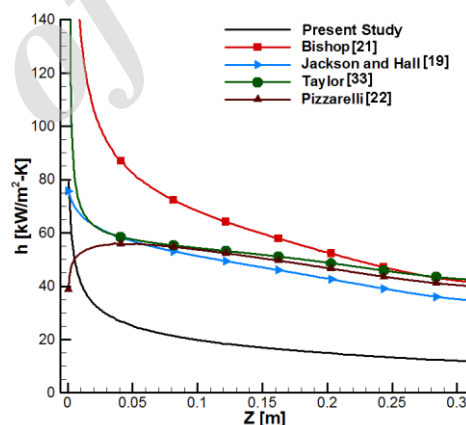
ضریب تصحیح یک پارامتر، معرف نسبت مقدار آن پارامتر روی دیواره بر مقدار حجمی‌اش می‌باشد. برای بررسی رفتار ضرایب تصحیح مختلف در طول کانال، نمودار ضرایب تصحیح پارامترهای ترموفلویدیک (چگالی، دما، ظرفیت گرمایی، ضریب هدایت حرارتی و لزج) در شکل ۸ ارائه شده است. مشاهده می‌شود که تمامی ضرایب تصحیح پارامترهای ترموفلویدیک متان در طول کانال متغیر می‌باشند. برای تخمین صحیح مقدار ضریب انتقال حرارت متان لازم است اثر تغییر پارامترهای مختلف متان در رابطه ناسلت اعمال شود.

در ادامه ارزیابی دقت روابط ناسلت ارائه شده در جدول ۵ با بررسی ضریب انتقال حرارت عددی حاصل از شبیه‌سازی متان فوق‌بحرانی ( $h_{num}$ ) انجام شده است. شکل ۷ نشان‌دهنده مقایسه شبیه‌سازی حاضر با روابط بر پایه‌ی دیتوس- بولتر و جنیلینسکی روی دیواره پایینی کانال برای آزمون ۴ می‌باشد. مشاهده می‌شود هیچ یک از روابط نتوانستند ضریب  $h_{num}$  را به خوبی تقریب بزنند. نکات زیر از نتایج شکل ۷ استخراج شده و در توسعه روابط ناسلت از آن‌ها استفاده شده است:

- رابطه پیتلا مقدار  $h_{num}$  را با خطای کمتری نسبت به سایر روابط تقریب زده است اگرچه هنوز خطای قابل ملاحظه‌ای دارد.  
- روابط تیلور و بی‌شاپ اثرات ناحیه ورودی را به دلیل داشتن ترم‌های  $\left(1 + 2 \cdot \frac{D_h}{z}\right)$  و  $\left(0.57 - 1.59 \frac{D_h}{z}\right)$  به خوبی

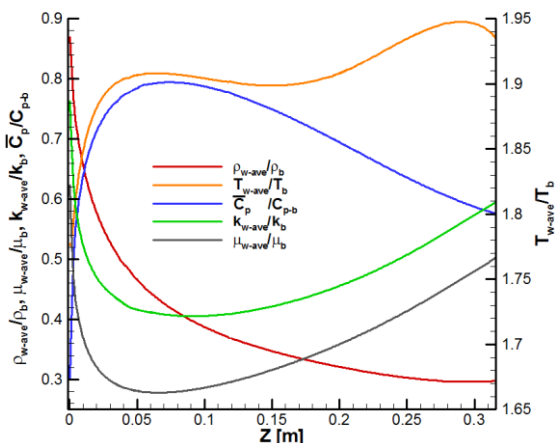


شکل (ب) روابط بر پایه جنیلینسکی



شکل (الف) روابط بر پایه دیتوس- بولتر

شکل (۷): مقایسه ضریب انتقال حرارت عددی و روابط شبه تجربی در دیواره پایینی کانال برای آزمون ۴.



شکل (۸): نمودارهای ضرایب تصحیح چگالی، دما، ظرفیت گرمایی، ضریب هدایت حرارتی و لزج برای آزمون ۴.

می‌باشند. فرم نهایی روابط اصلاح شده و مقدار RRMSE آن‌ها در جدول ۶ ارائه شده است. نتایج ضرایب انتقال حرارت اصلاح شده با  $h_{num}$  در شکل ۹ مقایسه شده‌اند. به دلیل اضافه کردن عبارت  $\left(c_1 \pm c_2 \frac{D_h}{z}\right)^{c_3}$ ، تمام روابط توانسته‌اند اثرات ورودی را مدل کنند. تمام روابط اصلاح شده (به غیر از جنیلینسکی)  $h_{num}$  در طول کانال را با خطای کمتر از ۱۰٪ تخمین زده‌اند. رابطه جنیلینسکی به دلیل نداشتن ضریب تصحیح چگالی خطای بالایی داشته است. در ادامه دقت روابط ناسلت اصلاح شده در تخمین ضریب انتقال حرارت متان فوق بحرانی در فشارهای خروجی، شارهای حرارتی دیواره و دبی‌های مختلف ارزیابی شده است.

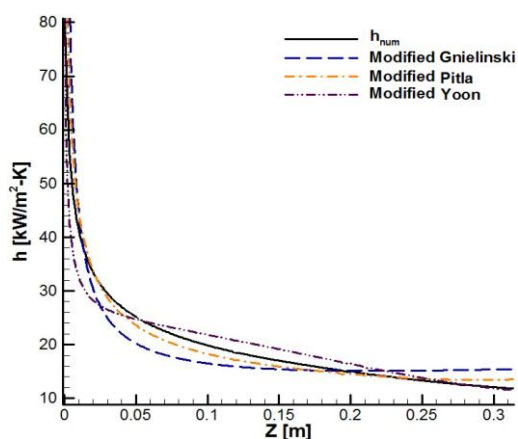
با در نظر گرفتن نکات فوق، ضرایب روابط ناسلت انتخاب شده (جدول ۵) با استفاده از روش حداقل کردن خطای نسبی جذر میانگین مربعات (RRMSE) توسعه داده شده‌اند. همچنین، ترم  $\left(c_1 \pm c_2 \frac{D_h}{z}\right)^{c_3}$  برای اعمال اثرات ناحیه ورودی به روابط اضافه شده است. RRMSE از رابطه (۱۲) محاسبه شده است:

$$RRMSE = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{j=1}^N \left( \frac{h_{num,j} - h_j^*}{h_{num,j}} \right)^2}, \quad (12)$$

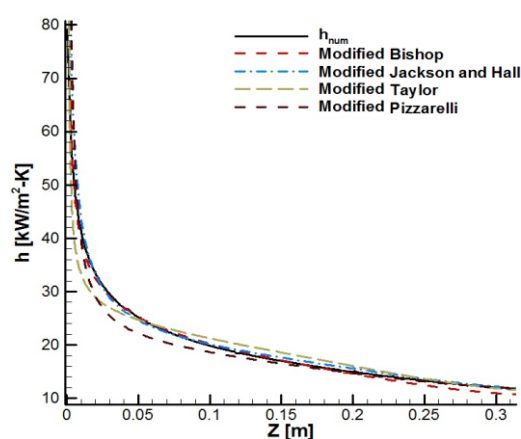
که در آن،  $h^*$  ضریب انتقال حرارت روابط اصلاح شده،  $z$  شمارنده سلول‌های شبکه محاسباتی و  $N$  تعداد کل سلول‌ها

جدول (۶): روابط ناسلت اصلاح شده برای متان فوق بحرانی درون کانال مستطیلی و خطاهای نسبی.

RRMSE(%)	معادله	رابطه	
۴/۹	$Nu_b = 0.003 Re_b^{0.87} Pr_b^{-0.8} \left( \frac{\rho_w}{\rho_b} \right)^{0.52} \left( 1 + 1.2 \frac{D_h}{z} \right)$	بی‌شاپ اصلاح شده	روابط بر پایه دیتوس-بولتر
۳/۵	$Nu_b = 0.015 \times Re_b^{0.75} Pr_b^{0.4} \left( \frac{\rho_w}{\rho_b} \right)^{0.3} \left( \frac{\bar{C}_p}{C_{p,b}} \right)^n \left( 1 + 15 \frac{D_h}{z} \right)^{0.5}$	جکسون و هال اصلاح شده	
۷/۸	$Nu_b = 0.023 Re_b^{0.705} Pr_b^{0.8} \left( \frac{T_w}{T_b} \right)^{-\left(0.57 - 1.59 \frac{D_h}{z}\right)}$	تیلور اصلاح شده	
۷/۳	$Nu_b = 0.0082 \times Re_b^{0.8} Pr_b^{0.16} \Lambda^{0.33} \left( 1 + 10 \frac{D_h}{z} \right)$	پیزارلی اصلاح شده	
۱۶/۵	$Nu_b = \frac{f / 8 (Re_b - 1000) Pr_b}{1.07 + 12.7 \sqrt{f / 8} (Pr_b^{2/3} - 1)} \left[ 1 + \left( \frac{D_h}{L} \right)^{2/3} \right] \left( \frac{T_w}{T_b} \right)^{-0.2} \left( 1 + 40 \frac{D_h}{z} \right)^{0.7}$	جنیلینسکی اصلاح شده	روابط بر پایه جنیلینسکی
۶/۹	$Nu = \left( \frac{Nu_w + Nu_b}{2} \right) \left( \frac{\bar{C}_p}{C_{p,b}} \right) \left( 1 + 20 \frac{D_h}{z} \right)^{0.3}$	پیتلا اصلاح شده	
۹/۴	$Nu = 1.45 Nu_w \left( \frac{\bar{C}_p}{C_w} \right)^{0.18} \left( \frac{\rho_w}{\rho_b} \right)^{0.05} \left( 1 + 10 \frac{D_h}{z} \right)^{0.5}$	یوون اصلاح شده	



(ب) روابط برپایه جنیلینسکی



(الف) روابط برپایه دیتوس - بولتر

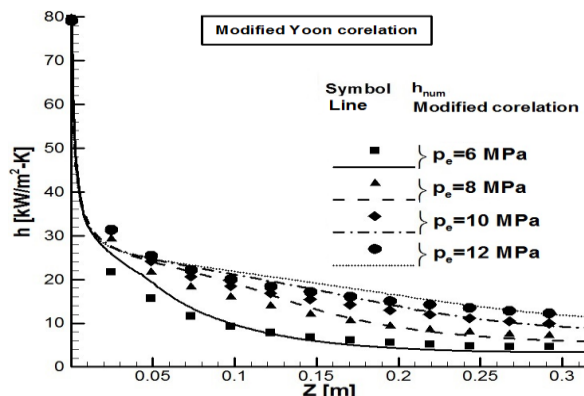
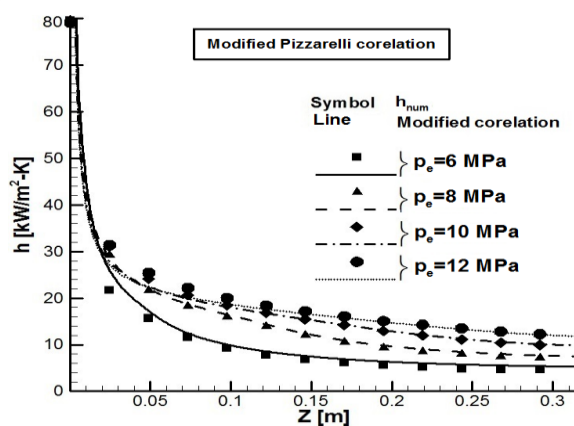
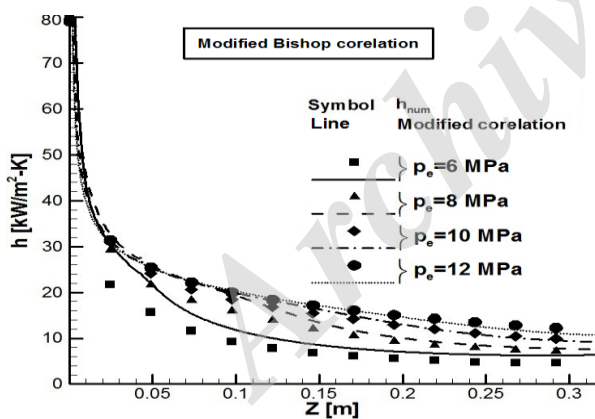
شکل (۹): مقایسه ضرایب انتقال حرارت عددی و اصلاح شده در دیواره پایینی کانال برای آزمون ۴.

به دلیل قابلیت هدایت و ذخیره گرمایی بیشتر افزایش یافته است.

خطای روابط ناسلت اصلاح شده برای فشارهای مختلف در جدول ۷ ارائه شده است. با افزایش فشار دقت روابط اصلاح شده بالاتر رفته است. در اکثر فشارهای خروجی، روابط اصلاح شده پیزارلی و یون کمتری دارند.

- اثر فشار خروجی

برای بررسی اثر تغییر فشار خروجی بر رفتار ضریب انتقال حرارت و دقت روابط ناسلت اصلاح شده، نتایج جریان متان با  $q_w = 11 \text{ kW}$  و  $\dot{m} = 20.57 \frac{\text{g}}{\text{s}}$  برای فشارهای خروجی مختلف با  $h_{num}$  در شکل ۱۰ مقایسه شده‌اند. همان‌طور که در این شکل مشاهده می‌شود،  $h_{num}$  با افزایش فشار خروجی



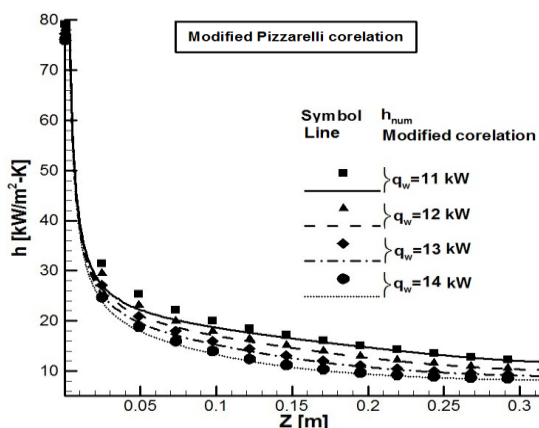
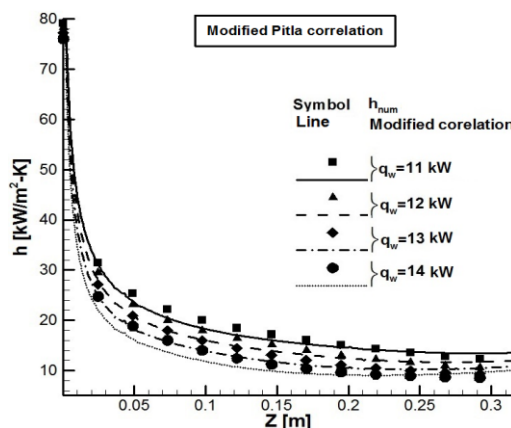
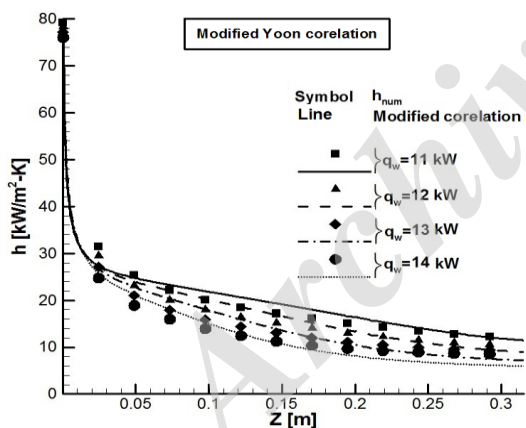
شکل (۱۰): نمودار ضرایب انتقال حرارت عددی و اصلاح شده در فشارهای مختلف.

جدول (۷): درصد خطای روابط ناسلت اصلاح شده در فشارهای مختلف.

RRMSE (%)				روابط اصلاح شده	
$p_e$ [MPa]					
۱۲	۱۰	۸	۶		
۴/۹	۵	۱۲/۳	۲۴	بی شاپ	بر پایه دیتوس - بولتر
۳/۵	۸/۵	۱۸/۲	۳۱/۴۵	جکسون و هال	
۷/۸	۱۵	۲۹	۴۶	تیلور	
۷/۳	۴/۸	۵/۳	۱۳	پیزارلی	بر پایه جنیلینسکی
۱۶/۵	۲۲/۵	۳۸/۴۵	۶۱/۵	جنیلینسکی	
۶/۹	۱۱/۶	۱۸	۲۵	پیتلا	
۹/۴	۱۰/۹۵	۱۳/۳	۱۹/۵	یوون	

شبه بحرانی کاهش یافته است. خطای روابط ناسلت اصلاح شده برای شارهای مختلف در جدول ۸ ارائه شده است. دقت روابط اصلاح شده با افزایش شار دیواره کمتر شده است. در روابط برپایه دیتوس- بولتر، دو رابطه پیزارلی و بی شاپ برای شارهای دیواره مختلف خطای کمتر از ۱۰٪ دارند. در روابط بر پایه جنیلینسکی، رابطه پیتلا کمترین خطا را دارد.

اثر شار حرارتی دیواره - برای بررسی اثر تغییر شار حرارتی بر رفتار ضریب انتقال حرارت و دقت روابط ناسلت اصلاح شده، نتایج جریان متان با  $\dot{m} = 20.57 \frac{g}{s}$  و  $p_e = 12 MPa$  برای شارهای دیواره مختلف با  $h_{num}$  در شکل ۱۱ مقایسه شده اند. همان طور که در این شکل مشاهده می شود، با افزایش شار دیواره به دلیل تغییر ناچیز ظرفیت گرمای متان در دماهای بالاتر از دمای



شکل (۱۱): نمودار ضرایب انتقال حرارت اصلاح شده در شارهای حرارتی مختلف.

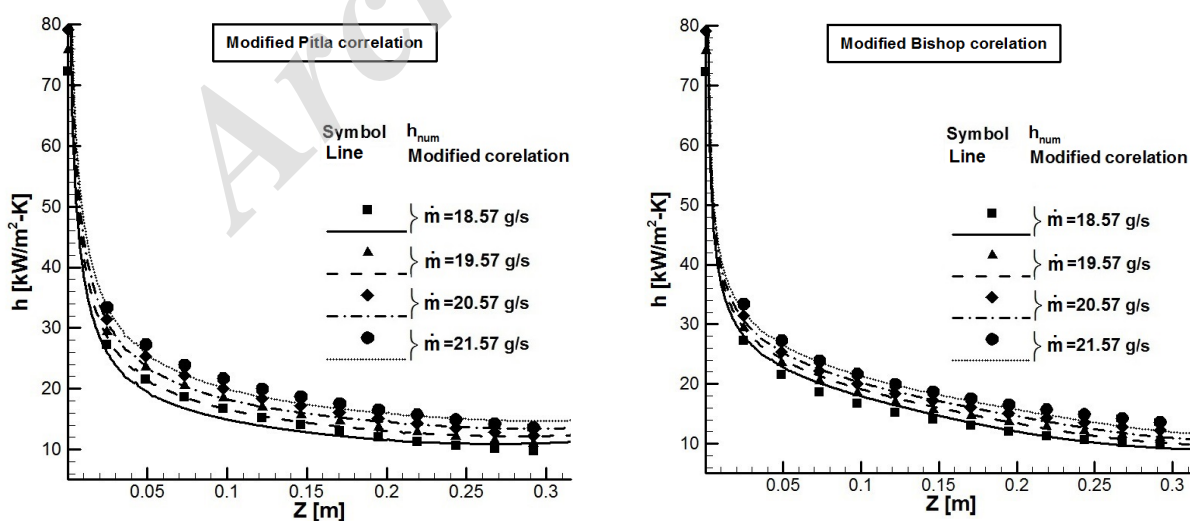
جدول (۸): درصد خطای روابط ناسلت اصلاح شده در شارهای حرارتی مختلف.

RRMSE(%)				روابط اصلاح شده	
$q_w [kW]$					
۱۴	۱۳	۱۲	۱۱		
۹/۵	۷/۳	۴/۹	۴/۹	بی شاپ	بر پایه دیتوس - بولتر
۱۸	۱۳/۸	۸/۶	۳/۵	جکسون و هال	
۱۶/۲	۱۳/۷	۱۰/۴	۷/۸	تیلور	
۴/۵	۴/۶	۵/۶	۷/۳	پیزارلی	
۳۰/۶	۲۲/۷	۱۷/۸	۱۶/۵	جنیلینسکی	بر پایه جنیلینسکی
۱۱	۹/۷	۸/۳	۶/۹	پیتلا	
۱۶/۲	۱۱/۹۴	۹/۴	۸	یوون	

بیشتر افزایش یافته است [۳۴]. خطای روابط ناسلت اصلاح شده برای دبی‌های مختلف در جدول ۹ ارائه شده است. تمام روابط ناسلت اصلاح شده، به جز جنیلینسکی،  $h_{num}$  در طول کانال را با خطای زیر ۱۰٪ تخمین زده‌اند. رابطه جنیلینسکی به دلیل نداشتن ضریب تصحیح چگالی خطای بالاتری نسبت به سایر روابط داشته است.

- اثر دبی جرمی ورودی

برای بررسی اثر تغییر دبی ورودی بر رفتار ضریب انتقال حرارت و دقت روابط ناسلت اصلاح شده، نتایج جریان متان با  $h_{num}$  برای دبی‌های مختلف با  $q_w = 11kW$  و  $p_e = 12MPa$  در شکل ۱۲ مقایسه شده‌اند. همان‌طور که در شکل مشاهده می‌شود،  $h_{num}$  با افزایش دبی به دلیل نفوذ آشفتگی



شکل (۱۲): نمودار ضرایب انتقال حرارت عددی و اصلاح شده در دبی‌های مختلف.

جدول (۹): درصد خطای روابط ناسلت اصلاح شده در دبی های مختلف.

RRMSE(%)				روابط اصلاح شده	
$\dot{m} [g/s]$					
۲۱/۵۷	۲۰/۵۷	۱۹/۵۷	۱۸/۵۷		
۶	۴/۹	۴/۴۶	۴	بی شاپ	بر پایه دیتوس- بولتر
۳	۳/۵	۶	۹/۵	جکسون وهال	
۸	۷/۸	۹/۲	۱۱/۶	تیلور	
۸/۵	۷/۳	۶	۵	پیزارلی	
۲۱	۱۶/۵	۱۷/۸	۱۸	جنیلینسکی	بر پایه جنیلینسکی
۶	۶/۹	۷/۶	۸/۵	پیتلا	
۹/۹	۹/۴	۹	۸/۸	یوون	

## ۷- نتیجه گیری

- به دلیل بالا بودن زبری سطح و دبی جریان، افت انتقال حرارت در آزمون MTP مشاهده نشد.
- عبارت  $\left(c_1 \pm c_2 \frac{D_h}{z}\right)^{c_3}$  نقش کلیدی برای شبیه سازی اثرات ناحیه ی ورودی در ضریب انتقال حرارت دارد.
- تمام ضرایب تصحیح پارامترهای ترموفلوییدیک متان تغییرات قابل ملاحظه ای در طول کانال خنک کاری دارند.
- روابط ناسلت اصلاح شده (به جز جنیلینسکی) در فشارهای بالاتر از ۸ MPa و فشارهای دیواره کمتر از ۱۳ kW خطای کمتر از ۱۰٪ دارند.
- رابطه جنیلینسکی به دلیل نداشتن ضریب تصحیح چگالی خطای بالاتری نسبت به سایر روابط دارد.
- رابطه پیزارلی اصلاح شده به دلیل داشتن تمام ضرایب تصحیح پارامترهای ترموفلوییدیک و ترم اثر ناحیه ورودی در تمام شرایط خطای کمتر از ۱۰٪ دارد.

## ۸- مراجع

1. Hurlbert, E.A., Whitley, R., Klem, M.D., Johnson, W., Alexander, L., D'Aversa, E., Ruault, J.M., Manfletti, Ch., Sippel, M., Caruana, J.N., Ueno, H., and Asakawa, H. "International Space Exploration Coordination Group Assessment of Technology Gaps for LOX/Methane Propulsion Systems for the Global Exploration Roadmap"; AIAA Space, 2016.
2. Trejo, A., Garcia, C., and Choudhuri, A. "Experimental Investigation of Transient Forced Convection of Liquid Methane in a Channel at

با هدف بهبود روابط ناسلت موجود برای متان درون کانال خنک کاری مستطیلی، حلگری برای شبیه سازی انتقال حرارت کوپل توسعه داده شده است. این حلگر توانایی حل جریان های آشفتنه تراکم پذیر در اعداد ماخ پایین و فشارهای فوق بحرانی را دارد. قانون فوریه برای هدایت حرارت در ناحیه سالیید و معادلات سه بعدی ناویر-استوکس متوسط گیری شده، معادله انرژی، معادله حالت کانز و واگنر<sup>۱</sup>، ظرفیت گرمایی جیشکی و شلی<sup>۲</sup>، ضریب هدایت حرارتی یانگلاو و الی<sup>۳</sup>، لزجت کوپناتز و دیتر<sup>۴</sup> و مدل آشفتگی اسپالارت-آلمارس برای شبیه سازی خنک کننده متانی استفاده شده اند. الگوریتم سیمپل سی، شبکه محاسباتی هم مکان و روش میانگین گیری رای-چو برای حل معادلات حاکم استفاده شده است. همچنین، مدل آشفتگی اسپالارت-آلمارس، معادله حالت کانز و واگنر و روابط متناسب با رفتار سیال در فشارهای فوق بحرانی به حلگر اعمال شده است. حلگر با داده های تجربی آزمون MTP ارزیابی شده است. روابط ناسلت موجود برای جریان خنک کننده متانی درون کانال مستطیلی با استفاده از روش حداقل کردن خطای نسبی جذر میانگین مربعات اصلاح شده اند. دقت روابط اصلاح شده برای فشارهای خروجی، فشارهای حرارتی دیواره و دبی های مختلف بررسی شده اند. یافته های اصلی این پژوهش به شرح زیر می باشند:

- 1- Kunz and Wagner
- 2- Jaeschke and Schley
- 3- Younglove and Ely
- 4- Quiñones-Cisneros and Deiters

- CO<sub>2</sub>", *Int. J. Refrigeration*, Vol. 25, No. 7, pp. 887-895, 2002.
14. Yoon, S., Kim, J., Hwang, Y., Kim, M., Min, K., and Kim, Y. "Heat Transfer and Pressure Drop Characteristics During the in-Tube Cooling Process of Carbon Dioxide in the Supercritical Region", *Int. J. Refrigeration*, Vol. 26, No. 8, pp. 857-864, 2003.
  15. Dang, C. and Hihara, E. "In-Tube Cooling Heat Transfer of Supercritical Carbon Dioxide, Part 1. Experimental Measurement", *Int. J. Refrigeration*, Vol. 27, No. 7, pp. 736-747, 2004.
  16. Gnielinski, V. "New Equations for Heat and Mass Transfer in Turbulent Pipe and Channel Flow". *Int. Chem. Eng.*, Vol. 16, No. 2, pp. 359-368, 1976.
  17. Mokry, S., Pioro, I., Farah, A., King, K., Gupta, S., Peiman, W., and Kirillov, P. "Development of Supercritical Water Heat-Transfer Correlation for Vertical Bare Tubes", *Nucl. Eng. Des.*, Vol. 241, No. 4, pp. 1126-1136, 2011.
  18. Wang, Y., Hua, Y., and Meng, H. "Numerical Studies of Supercritical Turbulent Convective Heat Transfer of Cryogenic-Propellant Methane", *J. Thermophys Heat Transfer*, Vol. 24, No. 3, pp. 490-500, 2010.
  19. Jackson, J. and Hall, W. "Forced Convective Heat Transfer to Fluids at Supercritical Pressure", *Turbulent Forced Convection in Channels and Bundles*, Vol. 2, pp.563-611, 1979.
  20. Ruan, B., Gao, X., and Meng, H. "Numerical Modeling of Turbulent Heat Transfer of a Nanofluid at Supercritical Pressure", *Appl. Therm. Eng.*, Vol. 113, pp. 994-1003, 2017.
  21. Bishop, A., Sandberg, R., and Tong, L. "Forced-Convection Heat Transfer to Water at Near-Critical Temperatures and Supercritical Pressures", *Proc. Int. Conf. Westinghouse Electric Corp., Pittsburgh, Pa. Atomic Power Div. USA*, 1964.
  22. Pizzarelli, M. "A CFD-Derived Correlation for Methane Heat Transfer Deterioration", *Numer. Heat Transfer, Part A*, Vol. 69, No. 3, pp. 242-264, 2016.
  23. Arun, M., Akhil, J., Noufal, K., Baby, R., Babu, D., and Prakash, M. "Effect of Aspect Ratio on Supercritical Heat Transfer of Cryogenic Methane in Rocket Engine Cooling Channels", *Frontiers in Heat and Mass Transfer*, Vol. 8, 2017.
  24. Wang, Y.Z. "Numerical Investigation of Supercritical Turbulent heat Transfer of Cryogenic-Propellant Methane in a Horizontal Tube (In Chinese)", *Master Dissertation, Zhejiang University, Department of Engineering Mechanics* 2010.
  - High Heat Flux Conditions", *Exp. Heat Transfer*, Vol. 29, No. 1, pp. 97-112, 2016.
  3. Hendricks, R.C., Graham, R.W., Hsu, Y., and Friedman, R. "Experimental Heat Transfer Results for Cryogenic Hydrogen Flowing in Tubes at Subcritical and Supercritical Pressures to 800 Pounds per Square Inch Absolute", *NASA-TN-D-3095*, 1966.
  4. Spencer, R. and Rousar, D. "Supercritical Oxygen Heat Transfer", *NASA-CA-135339*, 1977.
  5. Giovanetti, A., Spadaccini, L.J., and Szetela, E.J. "Deposit Formation and Heat-Transfer Characteristics of Hydrocarbon Rocket Fuels", *J. Spacecraft Rockets*, Vol. 22, No. 5, pp. 574-580, 1985.
  6. Liang, K., Yang, B., and Zhang, Z. "Investigation of Heat Transfer and Coking Characteristics of Hydrocarbon Fuels", *J. Propul. Power*, Vol. 14, No. 5, pp. 789-796, 1998.
  7. Votta, R., Battista, F., Ferraiuolo, M., Roncioni, P., Salvatore, V., and Matteis, P. "Design of an Experimental Campaign on Methane Regenerative Liquid Rocket EngineC System", *Proc. Int. 49th Conf. AIAA/ASME/SAE/ASEE Joint Propulsion, USA*, 2013.
  8. Votta, R., Battista, F., Salvatore, V., Pizzarelli, M., Leccese, G., Nasuti, F., and Meyer, S. "Experimental Investigation of Transcritical Methane Flow in Rocket Engine Cooling Channel", *Appl. Therm. Eng.*, Vol. 101, pp. 61-70, 2016.
  9. Ricci, D., Natale, P., Battista, F., and Salvatore, V. "Experimental Investigation on the Transcritical Behaviour of Methane and Numerical Rebuilding Activity in the Frame of the Hyprob-Bread Project", *ASME Int. Mechanical Eng. Cong. & Exp., USA*, 2015.
  10. Ricci, D., Natale, P., and Battista, F. "Experimental and Numerical Investigation on the Behavior of Methane in Supercritical Conditions", *Appl. Therm. Eng.*, Vol. 107, pp. 1334-1353, 2016.
  11. Pizzarelli, M., Nasuti, F., Votta, R., and Battista, F. "Validation of Conjugate Heat Transfer Model for Rocket Cooling with Supercritical Methane", *J. Propul. Power*, Vol. 32, No. 3, pp.726-733, 2016.
  12. Pizzarelli, M., Nasuti, F., Votta, R., and Battista, F. "Assessment of a Conjugate Heat Transfer Model for Rocket Engine Cooling Channels Fed with Supercritical Methane", *51st Conf. AIAA/SAE/ASEE Joint Propulsion, Orlando USA*, 2015.
  13. Pitla, S., Groll, E., and Ramadhyani, S. "New Correlation to Predict the Heat Transfer Coefficient During in-Tube Cooling of Turbulent Supercritical



- Viscosity Modeling”, J. Phys. Chem. B., Vol. 110, No. 25, pp. 12820-12834, 2006.
31. Versteeg, H. and Malalasekera, W. “An Introduction to Computational Fluid Dynamics: the Finite Volume Method”, Pearson Education, Malalasekera, Weeratung, 2007.
  32. Pizzarelli, M. “Effectiveness of Spalart–Allmaras Turbulence Model in Analysis of Curved Cooling Channels”, AIAA journal, Vol. 51, No. 9, pp. 2158-2167, 2013.
  33. Taylor, M. “Correlation of Local Heat-Transfer Coefficients for Single-Phase Turbulent Flow of Hydrogen in Tubes with Temperature Ratios to 23”, NASA TN D-4332, 1968.
  34. Zhao, C. and Jiang, P. “Experimental Study of in-Tube Cooling Heat Transfer and Pressure Drop Characteristics of R134a at Supercritical Pressures”, Exp. Therm. Fluid Sci., Vol. 35, No. 7, pp. 1293-1303, 2011.
  35. Dittus, F. and Boelter, L. Publications on Engineering, Vol. 2. University of California at Berkeley, Berkeley, CA, 443-461, 1930.
  25. Van Doormal, J.P. and Raithby, G.D. “Enhancement of the SIMPLE Method for Predicting Incompressible Fluid Flows”, Numer. Heat Transfer, Vol. 7, No. 2, pp.147-163, 1984.
  26. Rhie, C. and Chow, W. “Numerical Study of the Turbulent Flow Past an Airfoil with Trailing Edge Separation”, AIAA Journal, Vol. 21, No. 11, pp. 1525-1532, 1983.
  27. Spalart, P. and Allmaras, S. “A One-Equation Turbulence Model for Aerodynamic Flows”, 30th aerospace science meeting and exhibit, 1992.
  28. Kunz, O. and Wagner, W. “The GERG-2008 Wide-Range Equation of State for Natural Gases and Other Mixtures: an Expansion of GERG-2004”, J. Chem. Eng. Data, Vol. 57, No. 11, pp. 3032-3091, 2012.
  29. Younglove, B.A. and Ely, J.F. “Thermophysical Properties of Fluids. II. Methane, Ethane, Propane, Isobutane and Normal Butane”, J. Phys. Chem. Ref. Data, Vol. 16, No. 4, pp. 577-798, 1987.
  30. Quiñones-Cisneros, S. and Deiters, U. “Generalization of the Friction Theory for

Archive of SID