

بررسی اثر نیروی گریز از مرکز القاء شده حاصل از هندسه داکت بر روی گسترش سرعت شعله پیش آمیخته به کمک نرم افزار اوپن فوم

سید قاسم مشیر استخاره^۱، علیرضا مستوفی زاده^{۲*} و مهرداد بزاززاده^۳

^۱ دانشجوی دکتری مهندسی هوافضا، مجتمع مکانیک و هوافضا، دانشگاه صنعتی مالک اشتر، اصفهان، شاهین شهر

^۲ دانشیار مهندسی مکانیک، مجتمع مکانیک و هوافضا، دانشگاه صنعتی مالک اشتر، اصفهان، شاهین شهر

^۳ دانشیار مهندسی هوافضا، مجتمع مکانیک و هوافضا، دانشگاه صنعتی مالک اشتر، اصفهان، شاهین شهر

تاریخ دریافت: ۱۴۰۱/۰۸/۲۹؛ تاریخ بازنگری: ۱۴۰۱/۱۲/۰۶؛ تاریخ پذیرش: ۱۴۰۲/۰۲/۱۱

چکیده

افزایش سرعت انتشار شعله به کمک نیروی گریز از مرکز می‌تواند منجر به کاهش طول محفظه احتراق و در نتیجه افزایش نسبت نیروی جلوبرنده به وزن در موتورهای توربین گاز هوایی شود. در این تحقیق تاثیر نیروی گریز از مرکز بر روی گسترش شعله پیش آمیخته بررسی شده است. بدین منظور، شبیه‌سازی گردابه‌های بزرگ احتراق پیش آمیخته هوا-پروپان در دو هندسه داکت مستقیم و منحنی به همراه پله در دیواره خارجی به عنوان شعله‌نگهدار، با استفاده از نرم‌افزار منبع-باز اوپن فوم انجام و با نتایج تجربی مقایسه گردید. داکت‌های مورد نظر دارای ورودی و خروجی هستند و پارامترهای دمای میانگین و چین خوردگی (نسبت سرعت شعله آرام به مغشوش) برای دو سرعت ورودی مختلف مورد بررسی قرار گرفت. ملاحظه گردید که داکت منحنی با القاء نیروی گریز از مرکز به مخلوط سوخت و هوا سبب اختلاط بهتر مخلوط شده و چین خوردگی، افزایش سطح مقطع شعله و در نتیجه سرعت گسترش شعله، بهبود می‌یابد؛ همچنین داکت منحنی قابلیت تحمل افزایش سرعت ورودی به مقادیر بالاتر را نیز دارد. در ادامه به منظور بررسی اثر دوران بیشتر سیال، هندسه داکت جدیدی برای دوران بیشتر مخلوط، طراحی و مورد تحلیل قرار گرفت. مقایسه پارامترهای دما و چین خوردگی در مقطع خروجی برای دو هندسه منحنی اولیه (C1) و طراحی شده (C3)، نشان داد که افزایش دوران به دلیل افزایش نیروی گریز از مرکز، پارامترهای چین خوردگی سطح شعله و دمای میانگین در خروجی را بهبود می‌دهد.

کلمات کلیدی: احتراق؛ اوپن فوم؛ پیش آمیخته؛ شبیه‌سازی گردابه‌های بزرگ؛ نیروی گریز از مرکز؛ چین خوردگی؛ دما.

Investigating the effect of induced centrifugal force resulting from duct geometry on the propagation speed of premixed flame using OpenFOAM software

Seyyed Ghasem Moshir Estekhah¹, Alireza Mostofizadeh^{2*}, Mehrdad Bazazzadeh³

¹ Ph.D. Student, Aerospace. Eng., Dept. of Mech and Aerospace, MUT Univ, Isfahan, Iran

² Assoc. Prof., Mech. Eng., Dept. of Mech and Aerospace, MUT Univ, Isfahan, Iran

³ Assoc. Prof., Aerospace. Eng., Dept. of Mech and Aerospace, MUT Univ, Isfahan, Iran

Abstract

Increasing the propagation speed of the flame due to centrifugal force can lead to reducing the length of the combustion chamber and increasing the thrust-to-weight ratio in gas turbine engines. The effect of centrifugal force on the propagation of the premixed flame has been investigated. For this purpose, the large eddy simulation of premixed combustion of the air-propane mixture in two straight and curved ducts with a step in the outer wall as a flame holder was performed using OpenFOAM software and compared with the experimental data. The ducts have an inlet and outlet, and the average temperature and the wrinkling (the ratio of laminar to turbulent flame speed) were investigated for two different inlet velocities. It was observed that the curved duct inducing centrifugal force to the fuel and air mixture causes better mixing and wrinkling, increases the surface of the flame, and as a result, the speed of flame propagation was improved. Also, the curved duct can withstand increasing the inlet velocity to higher values. To study the effect of fluid circulation, a new duct geometry for more mixture circulation was designed and analyzed. The comparison of temperature and wrinkling parameters in the outlet section for two initial curve ducts (C2) and the new one (C3) showed that the increase in the rotation due to the increase in centrifugal force improved the average temperature and wrinkling parameters in the outlet.

Keywords: Combustion; OpenFOAM; Premixed; Large Eddy Simulation; Centrifugal Force; Wrinkling; Temperature.

۱- مقدمه

افزایش بازده همواره یکی از اهداف اصلی در زمینه تحقیق و توسعه موتورهای توربوجت بوده است. با توجه به فضایی که محفظه احتراق اشغال می کند، بهبود عملکرد موتور از دو طریق افزایش "نیروی جلوبرنده"^۱ با وزن و مصرف سوخت معادل یا دستیابی به نیروی جلوبرنده معادل، با وزن کمتر و مصرف سوخت بهینه تر، امکان پذیر است. در صورتی که احتراق در فضای کمتری انجام شود، طول محفظه موتور قابلیت کوچکتر شدن و در نتیجه افزایش نسبت تراست به وزن موتور را به همراه دارد؛ بنابراین به منظور فشرده سازی محفظه احتراق و داشتن شعله ای پایدار، بایستی به طریقی طول شعله کاهش یابد. یکی از روش های کاهش طول شعله، استفاده از ناپایداری رایلی تیپور^۲ است که در آن با افزایش اغتشاش، نرخ اختلاط افزایش و منجر به افزایش نرخ مصرف سوخت می شود. ناپایداری رایلی تیپور در مرز بین دو سیال دارای چگالی مختلف به وجود می آید که در اینجا واکنش دهنده ها و محصولات می باشند. ناپایداری رایلی تیپور می تواند توسط گرادیان فشار حاصل از یک نیروی حجمی ثابت (نیروهای شناوری) یا نیروی حجمی متغیر (نیروهای گریز از مرکز) در مرز بین دو سیال با چگالی مختلف، برانگیخته شود و مخلوط سوخته نشده (واکنش دهنده ها) با چگالی بالاتر را به داخل مخلوط سوخته شده (محصولات) با چگالی پایین تر براند و با ایجاد یک ساختار اختلاطی پیچیده، سبب اختلاط بهتر بین واکنش دهنده ها و محصولات شود [۱]. اختلاط مغشوش که به سبب ناپایداری رایلی تیپور در محفظه احتراق توربین گاز القا می شود، موجب چین خوردگی (نسبت سرعت شعله آرام به مغشوش) در جبهه شعله شده و مساحت سطح شعله را افزایش می دهد. افزایش سرعت شعله در اثر نیروی گریز از مرکز که خود تولید ناپایداری رایلی تیپور می کند، در ابتدا توسط لوئیس^۳ [۲] مورد توجه قرار گرفت. لوئیس لوله ای از جنس فولاد را با مخلوط سوخت و هوا پر کرد و لوله را حول محور عمود بر محور لوله به کمک یک الکتروموتور چرخاند. چرخش لوله سبب وارد شدن نیروی گریز از مرکز به مخلوط سوخت و هوا و در واقع القای ناپایداری رایلی

تیپور می شد [۳]. پس از دستیابی به شتاب مطلوب (که برحسب g بیان می شود)، مخلوط در لوله بوسیله یک شمع آتشزنه محترق شد و محل جبهه شعله مورد بررسی قرار گرفت. لوئیس ملاحظه کرد که تا شتاب گریز از مرکز $500g$ ، سرعت شعله هیچ تغییری نمی کند و پس از آن تا شتاب $3000g$ سرعت گسترش شعله افزایش و پس از آن کاهش می یافت [۴].

در تحقیقی دیگر توسط لاپسا^۴ و داهم [۵] یک شعله پایدار در سه شکل داکت به صورت آزمایشگاهی بررسی شد. هدف، بررسی اثرات بار گریز از مرکز در سه حالت صفر، مثبت و منفی بر روی گسترش شعله بود. در دو حالت بار گریز از مرکز مثبت و منفی، به دلیل انحنای داکت، ناپایداری رایلی تیپور در داکت القا شد و در حالت داکت مستقیم و بدون انحناء، بار گریز از مرکز صفر بود. گسترش شعله به کمک تصاویر سایه-گراف بررسی گردید. فاصله ای که در آن جبهه شعله به دیوار مقابل گسترش می یابد طول انتشار را مشخص می کرد. ملاحظه شد که طول انتشار برای داکت مستقیم به صورت خطی وابسته به سرعت ورودی بود. برای سه شکل داکت، با افزایش سرعت ورودی، طول انتشار مستقل از سرعت ورودی گردید؛ همچنین برای سرعت های بالاتر از 45 متر بر ثانیه، شعله داکت مستقیم دچار خاموشی شد و شعله در داکت منحنی با پله واقع در دیواره بیرونی، تا سرعت حدود 70 متر بر ثانیه پایدار باقی ماند. سرعت مرزی، متناسب با شتاب گریز از مرکز حدود $1100g$ بود؛ لذا تحقیق لاپسا و داهم اطلاعاتی را فراهم کرد که متصل به تحقیقات لوئیس شد.

اثر ناپایداری رایلی تیپور بر روی سرعت شعله مغشوش در هندسه منحنی و بدون پله که در آن از یک جریان پایلوت برای پایداری شعله استفاده میشد توسط سایکس^۵ و همکاران [۷] بررسی شد. کاتا^۶ و همکاران [۸] اثر ناپایداری رایلی تیپور را بر روی گسترش شعله مغشوش با در نظر گرفتن نیروی حجمی ثابت به صورت عددی در یک لوله، به صورت دوبعدی با انتهای باز (فشار باز) بررسی نمودند. برایونز^۷ و همکاران [۹] آزمایش لوئیس را به صورت یک هندسه دوبعدی با محور تقارن به صورت حجم ثابت و چرخان شبیه سازی نمودند. نتایج مشاهده

⁵ Sykes

⁶ Katta

⁷ Briones

¹ Thrust

² Rayegh-Taylor Instablity

³ Lewis

⁴ Lapasa

تحقیقی آزمایشگاهی انجام دادند و پارامترهای جریان را در سرعت‌های ورودی مختلف بررسی کردند. ژاو و همکاران [۲۰] تاثیر روش‌های جفت‌شدگی حالت‌های پایدارسازی شعله‌های محیطی و شعاعی را بر روی مشخصه‌های احتراقی جریان در محفظه‌های احتراق فشرده بررسی نمودند. پیش‌بین و همکاران [۲۱] بر روی احتراق کم‌پیچش پیش‌آمیخته در مشعل‌ها و اثر تغییر پارامترهای هندسی بر عملکرد آن تحقیقی آزمایشگاهی انجام دادند.

با توجه به اینکه اثر ناپایداری رایلی تیلور در مرز بین دو سیال دارای چگالی مختلف ملاحظه می‌شود، در جریان‌های واکنشی، مرز بین واکنش‌دهنده‌ها و محصولات، سطح شعله است. از طرفی مطابق با آزمایش لوئیس، القاء نیروی گریز از مرکز، سبب افزایش سرعت گسترش شعله می‌شود [۲-۴]؛ همچنین القاء نیروی گریز از مرکز، موجب تولید ناپایداری رایلی-تیلور می‌شود؛ لذا با بررسی میزان چین‌خوردگی سطح شعله، می‌توان اثر ناپایداری رایلی تیلور و در نتیجه نیروی گریز از مرکز را بهتر ملاحظه نمود. با توجه به اینکه گذرگاه عبور جریان بر روی احتراق تاثیر مستقیمی دارد، بنابراین در این تحقیق هدف بررسی اثر انحناء در هندسه داکت و متعاقبا نیروی گریز از مرکز تولیدی بر روی چین‌خوردگی سطح شعله پیش‌آمیخته و پروفیل دمای خروجی داکت است. لذا ابتدا به منظور اعتبارسنجی، شبیه‌سازی گردابه‌های بزرگ جریان پیش‌آمیخته هوا-پروپان در دو هندسه داکت مستقیم (که به عنوان C۱ نام‌گذاری شده‌است) و هندسه دارای انحناء (داکت C۲) به ازای دو سرعت ورودی مختلف که قبلا به صورت آزمایشگاهی توسط لاپسا و داهم [۵ و ۶] بررسی شده‌بود، انجام می‌شود. در هندسه داکت مستقیم به دلیل عدم انحناء نیروی گریز از مرکز به جریان القاء نمی‌شود؛ بنابراین با مقایسه دو داکت C۱ و C۲ می‌توان اثر انحناء را بهتر ملاحظه نمود. سپس به منظور مطالعه اثر مسیر انحناء، با تغییر در هندسه داکت C۲ و امکان ایجاد دوران بیشتر برای سیال داخل آن (داکت C۳)، چین‌خوردگی در مقاطع مختلف و پروفیل دمای خروجی داکت، بررسی و با داکت C۲ مورد مقایسه قرار می‌گیرد.

شده توسط این دو تحقیق این بود که با افزایش ناپایداری رایلی تیلور، سرعت گسترش شعله به مقدار ماکزیممی رسیده و سپس به سرعت کاهش می‌یابد. مشیر و همکاران [۱۰] شبیه-سازی گردابه‌های بزرگ آزمایش لوئیس را به صورت دوبعدی و در مقایسه با برابونز و همکاران [۹] به صورت کامل‌تری مدل‌سازی و ملاحظه کردند که با افزایش نیروی گریز از مرکز سرعت گسترش شعله تا حد ماکزیممی افزایش می‌یابد.

اثر ناپایداری رایلی تیلور بر روی موتورهای توربین گاز کوچک نیز توسط محققان بررسی شده است. بوهان^۱ و پولانکا^۲ [۱۱] بر روی مسیر عبور جریان در محفظه احتراق فشرده تحقیقی انجام دادند و مسیر چرخشی جدیدی را پیشنهاد دادند. ویسلون^۳ و همکاران [۱۲] اثرات ساختار شعله را تحت شتاب‌های گریز از مرکز بالا بررسی نمودند. رستاک^۴ [۱۳] و همکاران، تحقیقی آزمایشگاهی بر روی خصوصیات جریان در محفظه‌های احتراق مافوق فشرده انجام دادند. توماس^۵ و همکاران [۱۴] تحقیقی به منظور بهینه‌سازی محفظه‌های احتراق فشرده مقیاس کوچک انجام دادند. ژاو^۶ و همکاران [۱۵] مرور جامعی بر روی انواع تحقیقات صورت گرفته بر روی محفظه‌های احتراق فشرده برپایه احتراق در کاویتی انجام دادند. پورانام^۷ و آریچی [۱۶] تحقیقی آزمایشگاهی بر روی یک هندسه مورب دارای کاویتی در دیواره داخلی انجام داد و رژیم-های احتراقی مختلفی وابسته به عدد رینولدز را بررسی نمود. بررسی احتراق پیش‌آمیخته نیز مورد توجه محققان بسیار زیادی قرار گرفته است. امامی کوپائی و مظاهری [۱۷] به کمک مدل احتراقی چین‌خوردگی سطح شعله ولر^۸، حضور موانع صلب، با نسبت انسداد و هندسه‌های مختلف را بر روی شتاب-گیری شعله و فشار حاصل از انتشار شعله پیش‌آمیخته با استفاده از شبیه‌سازی گردابه‌های بزرگ، بررسی کردند. حاجی علی گل و مظاهری [۱۸] نیز با استفاده از مدل احتراق چین-خوردگی سطح شعله ولر و به کمک شبیه‌سازی گردابه‌های بزرگ، پاسخ شعله و اثر تغییر نسبت هم‌ارزی و دمای ورودی را بر پاسخ شعله مورد بررسی قرار دادند. اردمان و همکاران [۱۹] بر روی شعله پیش‌آمیخته تثبیت‌شده در یک مجرا

⁵ Thomas

⁶ Zhao

⁷ Puranam

⁸ Weller

¹ Bohan

² Polanka

³ Wilson

⁴ Rathsack

۲- روش حل

جریان واکنشی پیش آمیخته به صورت غیر دائم، تراکم پذیر و مغشوش در نظر گرفته شده است. عمومی ترین روش برای توصیف هر نوع از فرآیند احتراق گذرا، حل معادلات بقاء برای جریان های واکنشی است. معادلات حاکم شامل پیوستگی، ممنتوم، اغتشاش، انتالپی کل و انتقال گونه ها است. اغتشاش با استفاده از روش شبیه سازی گردابه های بزرگ^۱ مدل شده است و مدلسازی مقیاس زیرشبکه^۲ با استفاده از مدل ویسکوزیته گردابی یک معادله ای^۳ انجام شده است. معادلات حاکم اوپلری به شکل تانسوری به فرم معادلات عمومی بقایی به شکل زیر بیان می شود:

$$\frac{\partial(\bar{\rho}\phi)}{\partial t} + \frac{\partial(\bar{\rho}\phi\tilde{u}_j)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j}(\Gamma\phi\frac{\partial\phi}{\partial x_j}) + S\phi \quad (1)$$

در رابطه بالا t زمان، ρ چگالی، \tilde{u}_j مولفه های سرعت فیلتر شده و x_j مولفه های جهتی شامل x ، y و z را نشان می دهد. با توجه به فرم عمومی معادله بالا با تعریف متغیرهای مورد استفاده برای ϕ ، ضریب انتقال دیفیوز $\Gamma\phi$ و جملات چشمه $S\phi$ ، میتوان معادلات مطلوب را تعریف نمود، لذا معادلات حاکم در این تحقیق در جدول ۱ نشان داده شده است [۲۲].

جدول ۱- معادلات حاکم در جریان های واکنشی

| معادله | ϕ | $\Gamma\phi$ | $S\phi$ |
|---------|---------------|---------------|--|
| پیوستگی | ۱ | ۰ | ۰ |
| ممنتوم | \tilde{u}_i | $\mu + \mu_t$ | $-\frac{\partial\bar{p}}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j}\left(\left(\mu + \mu_t\right)\frac{\partial\tilde{u}_j}{\partial x_i}\right) - \frac{\partial}{\partial x_j}(\bar{\rho}\tilde{u}_i\tilde{u}_j)$ |

| | | | |
|----------------|-------------------|-----------------------------------|--|
| انتالپی | \tilde{h}_s | $\lambda + \frac{C_p\mu_t}{Pr_t}$ | $\frac{\partial\bar{p}}{\partial t} + \tilde{u}_j\frac{\partial\bar{p}}{\partial x_j} + \frac{\partial}{\partial t}\left\{\left(\frac{\lambda + C_p\mu_t}{C_p}\right)\sum(Le_i^{-1} - 1)h_i\frac{\partial\tilde{y}_i}{\partial x_j}\right\} - \frac{\partial}{\partial x_j}(\bar{\rho}h_s\tilde{u}_j) - \sum h_{s,i}^0\bar{R}_i$ |
| ویسکوز | \tilde{k}_{sgs} | $\frac{\mu_t}{\sigma_k}$ | $-\tau_{ij}\frac{\partial\tilde{u}_i}{\partial x_j} - C_\epsilon\rho\frac{k_{sgs}^{3/2}}{\Delta_f}$ |
| انتقال گونه ها | \tilde{y}_i | $\frac{\rho Q_{im}}{Sc_t}$ | $-\frac{\partial}{\partial x_j}(\bar{\rho}\tilde{y}_i\tilde{u}_j - \bar{\rho}\tilde{y}_i\tilde{u}_j) + \bar{R}_i$ |

۲-۱- مدل شبیه سازی گردابه های بزرگ

در شبیه سازی گردابه های بزرگ، انرژی جنبشی مقیاس زیرشبکه (k_{sgs}) به صورت رابطه زیر محاسبه می شود [۲۳]:

$$k_{sgs} = \frac{1}{2}(\overline{u_k^2} - \bar{u}_k^2) \quad (2)$$

همچنین ویسکوزیته گردابه مقیاس زیرشبکه (μ_t) به صورت زیر محاسبه می شود:

$$\mu_t = C_k\rho k_{sgs}^{1/2}\Delta_f \quad (3)$$

در رابطه (۳) C_k ، ثابت مدل و Δ_f ، طول فیلتر برحسب متر است. معادله انتقال برای محاسبه اثرات تولید، اتلاف و دیفیوژن بر روی k_{sgs} به صورت زیر محاسبه می شود [۲۴]:

$$\begin{aligned} &\frac{\partial\rho k_{sgs}}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho\tilde{u}_j k_{sgs}) \\ &- \frac{\partial}{\partial x_j}\left(\rho(v + v_{sgs})\frac{\partial k_{sgs}}{\partial x_j}\right) \\ &= -\rho\tau_{ij}:\bar{D}_{ij} - C_\epsilon\rho\frac{k_{sgs}^{3/2}}{\Delta} \end{aligned} \quad (4)$$

در رابطه بالا ترم دوم و سوم در سمت چپ معادله، به ترتیب ترم های جابجایی و دیفیوژن و ترم اول و دوم در سمت راست

³ one equation eddy-viscosity model

¹ LES: Large Eddy Simulation

² Subgrid Scale

مقدار b به صورت شرط مرزی در تمامی ورودی‌های جریان تعریف می‌شود. همچنین به منظور در نظر گرفتن اثرات کشش و انحنای بر روی سرعت شعله آرام، یک معادله انتقال به صورت زیر مورد استفاده قرار می‌گیرد:

$$\frac{\partial S_u}{\partial t} + \widehat{U}_s \cdot \nabla S_u = -\sigma_s S_u + \sigma_s S_u^\infty \frac{(S_u^0 - S_u)}{S_u - S_u^\infty} \quad (10)$$

در رابطه (۱۰) پارامتر S_u^∞ به صورت زیر تعریف می‌شود:

$$S_u^\infty = S_u^0 \max(1 - \sigma_s / \sigma_{ext}) \quad (11)$$

در رابطه (۱۱) σ_s به صورت زیر مدل می‌شود:

$$\sigma_s = \frac{\nabla \cdot \widehat{U} - \widehat{n} \cdot (\nabla \widehat{U}) \cdot \widehat{n}}{\frac{\varepsilon}{(\varepsilon + 1)(\nabla \cdot (S_u \widehat{n}) - \widehat{n} \cdot (\nabla (S_u \widehat{n}))) \cdot \widehat{n}} + 2\varepsilon} \quad (12)$$

در شبیه‌سازی جریان پیش‌آمیخته هوا-پروپان گسسته-سازی جمله‌های^۱ زمانی با استفاده از روش تفاضل پسرو^۲ (به صورت مرتبه دوم) است و تجزیه بردارهای گرادیان و دیورژانس نیز از روش گاوس خطی^۳ (مرتبه دوم)، استفاده شد. حل گر مورد استفاده برای شبیه‌سازی احتراق پیش‌آمیخته، حل گر زای فوم^۴ و برای جفت‌شدگی^۵ میدان‌های سرعت و فشار از الگوریتم مبتنی بر تکرار پیمپل^۶ که ترکیبی از روش‌های پیرو^۷ و سیمپل^۸ است و در مواردی که طبیعت میدان جریان ناپایدار است (القاء نیروی گریز از مرکز به مخلوط پیش‌آمیخته سرد در مسئله مورد بررسی)، دارای پایداری مناسبی است، استفاده شده است [۲۶].

در این شبیه‌سازی انتخاب نمو زمانی با توجه به عدد کورانت^۹ صورت گرفته است. عدد کورانت در رابطه ۱۳ آورده شده است.

معادله نیز به ترتیب تولید و اتلاف را در نظر می‌گیرند. ترم تولید پس از بازآرایی به صورت زیر بیان می‌شود:

$$-\rho \tau_{ij} \bar{D}_{ij} = -\frac{2}{3} \rho k_{sgs} \frac{\partial \bar{u}_k}{\partial x_k} + \rho \nu_{sgs} \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} (2\bar{D}_{ij} - \frac{1}{3} tr(2\bar{D})) \delta_{ij} \quad (5)$$

۲-۲- مدل احتراق پیش‌آمیخته

در احتراق پیش‌آمیخته، سوخت و اکسیدکننده پیش از احتراق در سطح مولکولی با یکدیگر ترکیب می‌شوند. با گسترش جبهه شعله به طرف واکنش‌دهنده‌ها، فرآیند احتراق صورت می‌گیرد. تاثیر اغتشاش بر فرآیند احتراق پیش‌آمیخته، چین‌چین کردن و دندان‌کردن سطح شعله است و با کشش شعله در حال گسترش، موجب افزایش سطح شعله و در نتیجه بهبود سرعت شعله می‌شود.

گسترش جبهه شعله با حل معادله انتقال برای متوسط چگالی وزنی متغیر رگرسیون، مدل شده است [۲۵]:

$$b = 1 - c \quad (6)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho b) + \nabla \cdot (\rho \bar{u} b) - \nabla \cdot \left(\frac{\mu_t}{Sc_t} \nabla b \right) = -\rho S_c \quad (7)$$

در رابطه فوق $Sc_t = \frac{\mu}{\rho D}$ عدد اشمیت مغشوش است و S_c ترم منبع رگرسیون واکنش (با بعد $[T^{-1}]$) است و با استفاده از رابطه زیر مدل می‌شود:

$$\rho S_c = -\rho_u S_u \varepsilon |\Delta b| \quad (8)$$

با جایگزینی رابطه (۸) در رابطه (۷)، رابطه نهایی مدل‌سازی سرعت شعله بدست می‌آید:

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho b) + \nabla \cdot (\rho \bar{u} b) - \nabla \cdot \left(\frac{\mu_t}{Sc_t} \nabla b \right) = -\rho_u S_u \varepsilon |\Delta b| \quad (9)$$

⁶ Pressure Implicit with Splitting of Operator and Semi-Implicit Method for Pressure-Linked Equations

⁷ Pressure Implicit with Splitting of Operator

⁸ Semi-Implicit Method for Pressure-Linked Equations

⁹ CFL: Courant-Friedrichs-Lewy Number

¹ terms

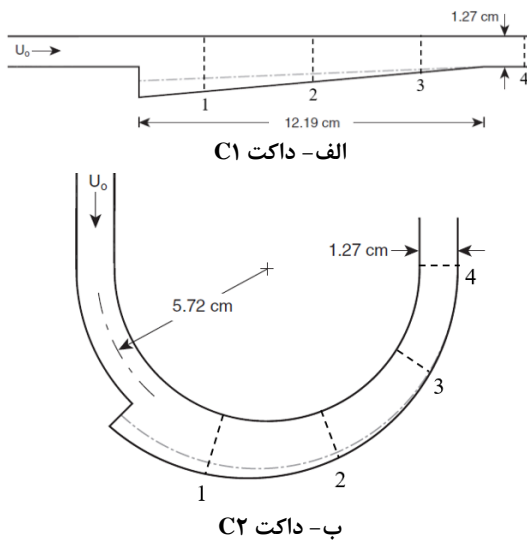
² Backward

³ Gauss linear

⁴ XiFOAM

⁵ Coupling

به دلیل انحناء موجود در داکت، عبور جریان از داکت سبب القاء نیروی گریز از مرکز به آن می‌شود؛ همچنین به دلیل قرار گرفتن پله در دیواره خارجی، مخلوط سوخت و هوا به درون ناحیه واکنشی کشیده می‌شود و سبب اختلاط بهتر مخلوط سوخت-هوا می‌گردد. داکت مستقیم در شکل ۱-الف با عنوان داکت C۱ و داکت منحنی در شکل ۱-ب با عنوان داکت C۲ نامگذاری می‌شود.



شکل ۱- طرحواره هندسه‌های داکت مورد استفاده در تحقیق لاپسا و داهم [۵]

در احتراق پیش آمیخته هوا-پروپان ضخامت شعله آرام در حدود ۱/۴ میلی‌متر برآورد شده است [۹]؛ بنابراین برای شبکه بندی هندسه‌های مورد نظر از شبکه بندی یکنواخت با اندازه ۰/۲ میلی‌متر استفاده شده است تا ضخامت شعله آرام حداقل توسط ۵ سلول دربر گرفته شود؛ همچنین به منظور در نظر گرفتن دقیق اثرات دیواره بر میدان جریان، از شبکه بندی لایه مرزی با ۱۸ لایه و فاصله اولین لایه ۰/۰۰۱ میلی‌متر در نظر گرفته شد تا اطمینان حاصل شود که Y پلاس در تمام میدان کوچکتر از عدد ۱ شود. برای هندسه‌های مورد تحلیل در این تحقیق نیز سه نوع شرط مرزی ورودی، خروجی و دیواره استفاده شده است. شرایط مرزی ورودی برای میدان سرعت همچنین متغیرهای اسکالر دیگر مثل دما، متغیر پیشرفت و...

$$Co = \frac{\Delta t}{2V} \sum_{faces} |\phi_i| \quad (13)$$

در رابطه (۱۲) V ، حجم سلول، ϕ ، شار حجمی وجه سلول و سیگما نیز جمع بر روی کلیه وجوه سلول را نشان می‌دهد. با توجه به طبیعت مسئله و همچنین شبیه سازی فرایند جرقه زنی، عدد کورانت در ابتدای فرایند جرقه زنی بایستی تا حد مطلوبی پایین در نظر گرفته شود. در ابتدای حل فرایند احتراق بیشینه عدد کورانت ۰/۰۱ و پس از اتمام جرقه زنی نیز بیشینه عدد کورانت ۰/۱ در نظر گرفته شد. انتخاب عدد کورانت مورد نظر در شبیه سازی فرایند احتراق پیش آمیخته با توجه به اندازه سلول‌های مورد استفاده در شبکه بندی، نمو زمانی را در محدوده 1×10^{-8} ایجاب می‌کند [۲۲]. در جدول ۲ به اختصار عدد کورانت انتخابی در قسمت‌های مختلف فرایند آورده شده است.

جدول ۲- عدد کورانت مورد استفاده در شبیه سازی

| عدد کورانت | نمو زمانی حاصل شده | شروع فرایند جرقه زنی |
|------------------|--|---|
| ۰/۰۱ | 1×10^{-10} | |
| بین ۰/۰۱ تا ۰/۰۵ | 1×10^{-9} | زمانی کوتاه پس از فرایند جرقه زنی |
| ۰/۱ | متغیر بین 1×10^{-9} تا 1×10^{-8} | پس از فرایند جرقه زنی تا انتهای شبیه سازی |

۳- صحنه گذاری و تفسیر نتایج

به منظور بررسی اثر ناپایداری رایلی-تیلور بر روی سطح شعله، سه هندسه مختلف داکت در نظر گرفته است. ابتدا جهت اعتبارسنجی روش حل عددی، دو هندسه داکت مستقیم و منحنی مطابق با آزمایش لاپسا و داهم [۵]، مورد بررسی قرار گرفت. مطابق با شکل ۱، در هندسه‌های مورد نظر، جریان پیش آمیخته سوخت و هوا در عبور از داکت توسط یک جرقه زن که در قسمت پله قرار گرفته است، محترق می‌شود. وجود پله به منظور پایداری شعله است. سپس محصولات احتراق از قسمت خروجی داکت، خارج می‌شوند. میدان جریان در هندسه‌های مورد نظر تقریباً به صورت فشار ثابت است [۵]. در شکل ۱-الف به دلیل مستقیم بودن داکت، نیروی گریز از مرکز به سیال درون داکت القاء نمی‌شود، در حالیکه در شکل ۱-ب،

مختلف، مقایسه شده است. متوسط‌گیری برای تمامی نمونه‌ها از نوع زمانی و از لحظه شروع فرآیند جرقه‌زنی تا لحظه ۲۰ میلی‌ثانیه انجام شده است.

با توجه به نوع نتایج گزارش شده توسط لاپسا و داهم [۵]، کانتور دمای متوسط‌گیری شده حاصل از حل عددی (شکل‌های سمت چپ)، باعکس‌های نورتایی شعله حاصل از آزمایش (شکل‌های سمت راست) مقایسه شده است. خط‌چینی که در عکس‌های سمت راست شکل ۲ ترسیم شده است، موقعیت سطح شعله و مکان برخورد سطح شعله با دیواره مقابل را نشان می‌دهد. در شکل الف-۱ و الف-۲ برای سرعت ورودی ۴ متر بر ثانیه ملاحظه می‌شود که محل برخورد شعله با دیواره مقابل تقریباً یکسان است. در شکل ب-۱ و ب-۲ نیز سرعت ورودی ۴۰ متر بر ثانیه است و در اینجا نیز محل برخورد شعله به دیواره مقابل تقریباً با دقت مناسبی مدل شده است. شکل ج-۱ و ج-۲ مقایسه جریان در داکت C۱ برای سرعت ورودی ۴ متر بر ثانیه را نشان می‌دهد که در اینجا نیز محل برخورد شعله به دیواره مقابل با دقت مناسبی مدل شده است. مطابق شکل د-۱ نتایج آزمایشگاهی عدم برخورد سطح شعله به دیواره مقابل را نشان می‌دهد که همین نتیجه نیز در شکل د-۲ به کمک شبیه‌سازی عددی بدست آمده است. در جدول ۴ فاصله برخورد شعله به دیواره مقابل برای شبیه‌سازی عددی با نتایج آزمایشگاهی مقایسه شده است. فاصله مورد نظر محل برخورد شعله به دیواره مقابل از قسمت پله در هندسه مورد نظر است.

جدول ۵- فاصله محل برخورد

| داکت | سرعت ورودی (متر بر ثانیه) | داده‌های آزمایشگاهی (سانتی‌متر) | شبیه‌سازی (سانتی‌متر) | درصد خطا |
|------|---------------------------|---------------------------------|-----------------------|----------|
| C۱ | ۴ | ۶/۲ | ۵/۸۳ | ۵/۹۶ |
| C۱ | ۴۰ | عدم برخورد | عدم برخورد | |
| C۲ | ۴ | ۴/۷۸ | ۴/۶۵ | ۲/۷۲ |
| C۲ | ۴۰ | ۴/۵۷ | ۵/۶۵ | ۱۵ |

به وسیله شرط مرزی دیریکله^۱ و برای فشار در ورودی شرط مرزی نیومن^۲ در نظر گرفته شده است. در خروجی، برای فشار از شرط مرزی دیریکله و برای سرعت و دیگر متغیرهای اسکالر از شرط مرزی نیومن استفاده شده است. برای سرعت سیال در دیواره از شرط مرزی دیریکله و برای فشار نیز از شرط مرزی نیومن استفاده شده است، بطوریکه برای دیواره ثابت سرعت سیال صفر و فشار سیال نیز گرادیان فشار صفر در نظر گرفته شده است. شرایط مرزی مورد استفاده در شبیه‌سازی به اختصار در جدول ۳ آورده شده است.

جدول ۳- شرایط مرزی

| متغیر | مرز ورودی | مرز خروجی | دیواره |
|--------------|---------------------|---------------|-------------|
| سرعت | ۴ و ۴۰ متر بر ثانیه | گرادیان صفر | عدم لغزش |
| دما | ۲۹۳ کلوین | گرادیان صفر | گرادیان صفر |
| فشار | گرادیان صفر | ۱۰۱۳۲۵ پاسکال | گرادیان صفر |
| متغیر پیشرفت | ۱ | گرادیان صفر | گرادیان صفر |

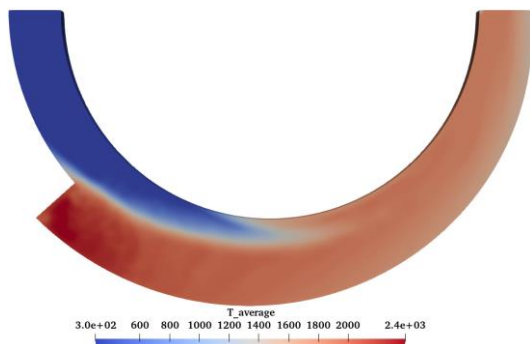
مطابق با آزمایش لاپسا و داهم [۵]، جریان سوخت-هوا به صورت جریان پیش‌آمیخته هوا-پروپان با نسبت استوکیومتری ۱/۱ در نظر گرفته شده است. در روند شبیه‌سازی ابتدا جریان هوا-پروپان به صورت جریان سرد و با استفاده از معادله اغتشاشی کی-اپسیلون^۳ برای چند گام زمانی مورد تحلیل قرار گرفت تا حل اولیه‌ای بدست آید، سپس جریان سرد مورد نظر به کمک شبیه‌سازی گردابه‌های بزرگ مورد تحلیل قرار گرفت و در انتها شبیه‌سازی گردابه‌های بزرگ احتراق هوا-پروپان پیش‌آمیخته در هندسه‌های داکت مورد نظر، به صورت عددی مورد تحلیل قرار گرفت.

به منظور اعتبارسنجی نتایج، احتراق پیش‌آمیخته هوا-پروپان در دو سرعت ورودی جریان ۴ و ۴۰ متر بر ثانیه برای دو داکت C۱ و C۲ با نتایج آزمایشگاهی مقایسه شده است. در شکل ۲ کانتور دمای متوسط‌گیری شده حاصل از شبیه‌سازی و نتایج آزمایشگاهی برای دو داکت C۱ و C۲ و دو سرعت ورودی

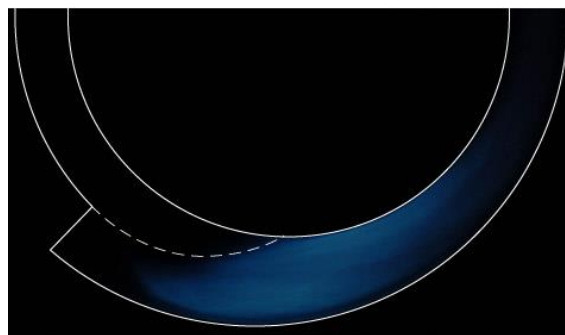
^۳k-ε

^۱ Dirichlet

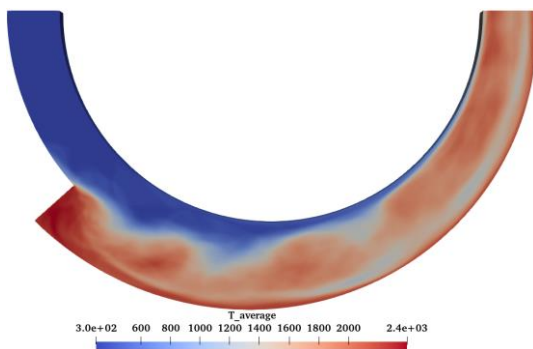
^۲ Neumann



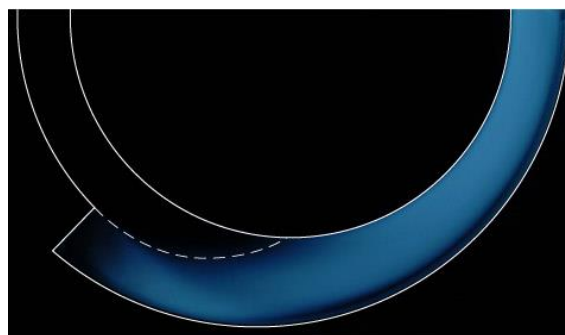
الف-۲



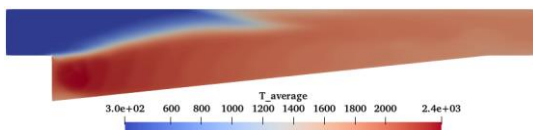
الف-۱



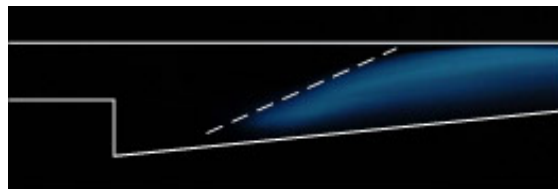
ب-۲



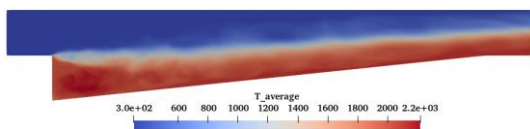
ب-۱



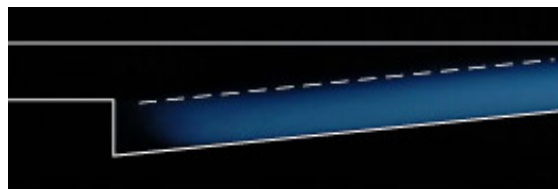
ج-۲



ج-۱

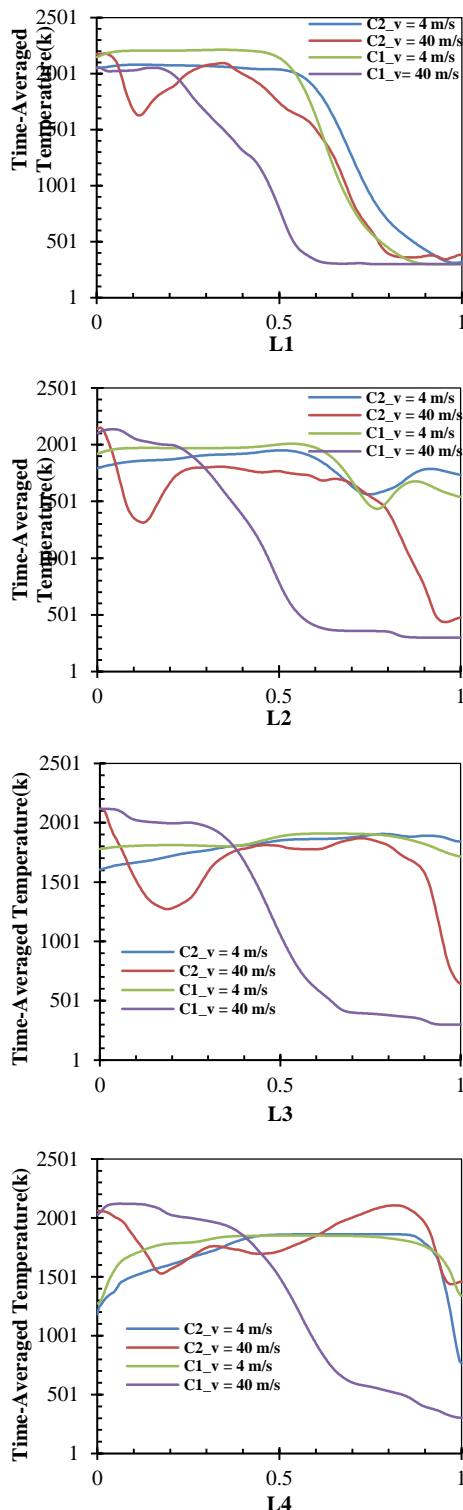


د-۲



د-۱

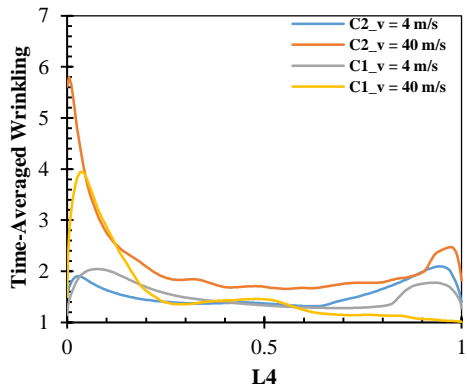
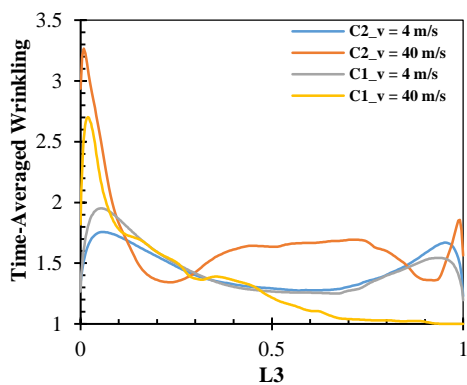
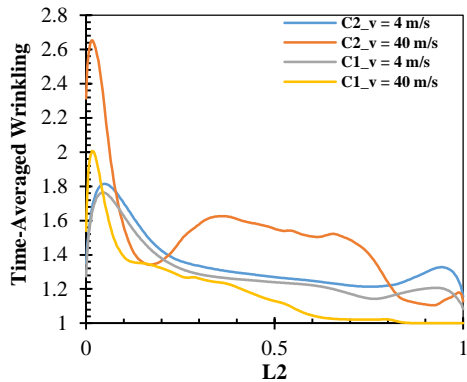
شکل ۲- مقایسه دمای متوسط گیری حاصل از شبیه سازی عددی (شکل های سمت چپ) با عکس های نورتابی شعله حاصل از آزمایش (شکل های سمت راست) لاپسا و داهم [۸]



شکل ۳- دمای متوسط‌گیری شده حاصل از شبیه‌سازی عددی برای مقاطع مختلف داکت‌های C۱ و C۲

به منظور مقایسه تاثیر هندسه داکت بر روی احتراق پیش‌آمیخته هوا-پروپان، دما و چین‌خوردگی سطح شعله در مقاطع مختلف نشان‌داده شده در شکل ۱ برای دو هندسه منحنی و مستقیم با یکدیگر مقایسه شده‌است. شکل ۳ نمودار تغییر دمای متوسط‌گیری شده در چهار مقطع نشان‌داده در شکل‌های ۱-الف و ۱-ب را به ازای دو سرعت ورودی ۴ و ۴۰ متر بر ثانیه برای دو داکت C۱ و C۲ با یکدیگر مقایسه می‌کند. در مجموعه نمودارهای شکل ۳ دما در مقاطع مختلف داکت‌های C۱ و C۲ که پیشتر در شکل ۱-الف و ۱-ب با خط-چین مشخص شده بود، آورده شده‌است. محور افقی طول بدون بعد مقطع مورد نظر و محور قائم نیز دمای متوسط‌گیری شده زمانی برحسب کلوین است.

برای مقطع ۱ که نمودار مربوط به آن در شکل ۳ با عنوان L۱ آورده شده‌است، دما تقریباً در نیمی از مقطع برای هر دو داکت C۱ و C۲ نزدیک دمای آدیاباتیک شعله است. با افزایش سرعت ورودی به ۴۰ متر بر ثانیه، در داکت C۱ دمای متوسط-گیری شده افت فاحشی می‌کند در حالیکه برای داکت C۲ این تغییرات میزان کمتری دارد. در مقطع L۲ در شکل ۳، مجدداً افزایش سرعت به افت دما در داکت C۱ منجر شده در حالیکه این تغییرات برای داکت C۲ با افزایش سرعت ورودی بسیار کمتر است. تغییرات در مقطع L۳ نیز مشابه مقطع L۲ است. در مقطع L۴ که در واقع مقطع خروجی است، تغییرات برای داکت C۱ مشابه مقاطع قبل است، در حالیکه در داکت C۲، افزایش سرعت به تغییرات بسیار کمی در پروفیل دما منجر می‌شود و در قسمت‌هایی نیز دمای متوسط به ازای سرعت ورودی ۴۰ متر بر ثانیه بیشتر از سرعت ورودی ۴ متر بر ثانیه است. در هر چهار مقطع در شکل ۳، دمای متوسط‌گیری شده برای سرعت ورودی ۴ متر بر ثانیه برای دو داکت C۱ و C۲ مشابه یکدیگر است. در تفسیر علت این تغییرات می‌توان گفت که در داکت C۱ به دلیل عدم القاء نیروی گریز از مرکز، افزایش سرعت ورودی از ۴ به ۴۰ متر بر ثانیه سبب کاهش زمان اقامت سوخت شده و به همین دلیل دما افت می‌کند، در حالیکه در داکت C۲ به دلیل القاء نیروی گریز از مرکز به سبب انحناء موجود در داکت و ناپایداری رایلی-تیلور، فرآیند اختلاط بهتر انجام شده و با افزایش سرعت ورودی، تغییر چندانی نمی‌کند.

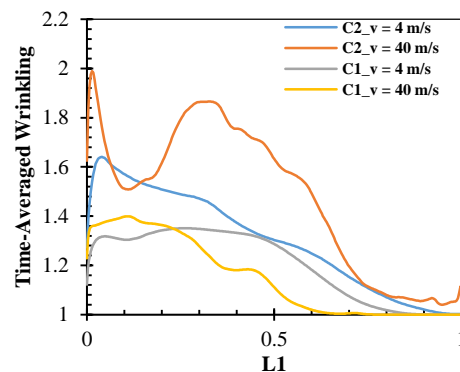


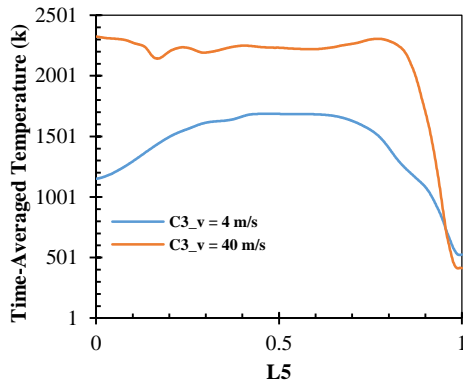
شکل ۴- چین خوردگی سطح شعله متوسط گیری-
شده حاصل از شبیه سازی عددی برای مقاطع مختلف
داکت های C1 و C2

به منظور بررسی تاثیر هندسه منحنی بر میزان چین خوردگی و پروفیل دمای خروجی، هندسه ی شکل ۵ با هدف افزایش دوران مخلوط سوخت و هوا طراحی و تحلیل گردید.

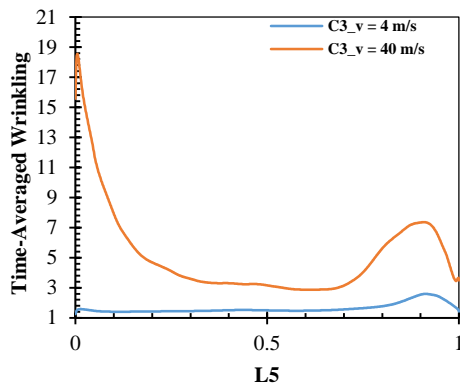
در شکل ۴ چین خوردگی سطح شعله در چهار مقطع شکل ۱-الف و ۱-ب و برای دو داکت C1 و C2 برای دو سرعت ورودی ۴ و ۴۰ متر بر ثانیه با یکدیگر مقایسه شده است. در مجموعه نمودارهای شکل ۴ محور افقی طول بی بعد در مقاطع نشان داده شده در شکل ۱-الف و ۱-ب است و محور قائم نیز نسبت سرعت شعله مغشوش به سرعت شعله آرام است که به عنوان چین خوردگی تعریف می شود.

بررسی مجموعه نمودارهای چین خوردگی در مقاطع L1، L2، L3 و L4 در شکل ۴، نشان می دهد که به طور کلی چین خوردگی در داکت C2 با سرعت ورودی ۴۰ متر بر ثانیه نسبت به موارد دیگر دارای مقدار بزرگتری است و همچنین چین خوردگی در ابتدای مقاطع مورد نظر (دیواره پایینی) یعنی جایی که بیشترین فاصله را از مرکز انحنا دارد، بیشینه است. در توضیح این پدیده می توان گفت که فاصله بیشتر از مرکز انحنا سبب القاء نیروی گریز از مرکز بیشتر به مخلوط سوخت و هوا می شود که افزایش ناپایداری رایلی-تیلور و افزایش چین خوردگی را به همراه دارد. با دقت در شکل ۳ نیز ملاحظه می شود که دما در نقاطی که بیشترین فاصله را از مبدا انحناء دارد، یعنی در مجاورت دیواره پایینی، بیشینه است؛ بنابراین می توان نتیجه گرفت که القاء بیشتر نیروی گریز از مرکز سبب القاء ناپایداری رایلی-تیلور می شود که افزایش چین خوردگی، افزایش اختلاط مخلوط سوخت و هوا و نهایتاً افزایش دمای مخلوط را به همراه دارد؛ همچنین میزان چین خوردگی برای سرعت ورودی ۴ متر بر ثانیه برای مقاطع مورد نظر مشابه است.





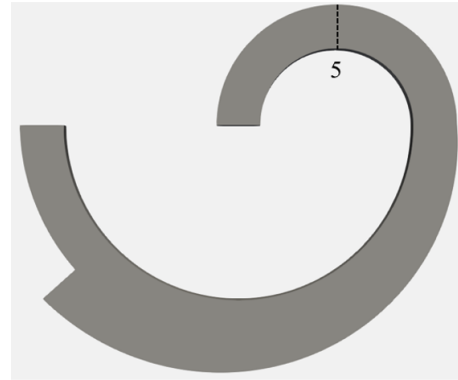
(الف)



(ب)

شکل ۶- دما (۶-الف) و چین خوردگی (۶-ب) متوسط-گیری شده در مقطع L5 برای داکت C3

با توجه به تغییر هندسه مورد نظر و دوران بیشتر سیال در داخل داکت، مقایسه دما و چین خوردگی در سطح مقطع خروجی برای دو شکل ۱-ب (مقطع L4) و شکل ۵ (مقطع خروجی) انجام شده است. مقطع خروجی برای هر دو هندسه از نظر ابعاد یکسان است. در شکل ۷ ملاحظه می‌شود که افزایش دوران سیال در داکت طراحی شده C3 منجر به افزایش دما در مقطع خروجی شده و همچنین پروفیل دمایی خروجی را یکنواخت‌تر نموده است.



شکل ۵- داکت طراحی شده C3

برای طراحی شکل ۵، سطح خروجی داکت C2 به اندازه ۱۸۰ درجه دوران داده شده است. بنابراین طول مقطع خروجی داکت C3 برابر با طول مقطع خروجی داکت C2 و برابر طول پله یعنی ۱/۲۷ سانتی‌متر است.

به منظور بررسی اثر دوران بیشتر مخلوط سوخت و هوا بر روی دما و چین خوردگی سطح شعله، شکل ۵ با شرایط ورودی ۴ و ۴۰ متر بر ثانیه مورد تحلیل قرار گرفت. در شکل ۶ نمودار دما و چین خوردگی در مقطع ۵ (خط چین شکل ۵) برای دو سرعت ورودی ۴ و ۴۰ متر بر ثانیه آورده شده است.

در شکل ۶-الف ملاحظه می‌شود که دمای متوسط‌گیری-شده برای سرعت ورودی ۴۰ متر بر ثانیه افزایش یافته است. همچنین میزان چین خوردگی در شکل ۶-ب برای سرعت ورودی ۴۰ متر بر ثانیه به طور قابل توجهی افزایش یافته است. همچنین بیشترین میزان چین خوردگی نیز در دیواره بیرونی رخ می‌دهد که محلی است که دارای بیشترین میزان نیروی گریز از مرکز و درواقع ناپایداری رایلی-تیلور در این قسمت بیشینه است. دلیل افزایش چین خوردگی در بازه بین ۰/۷۵ تا ۰/۹۵ طول بی بعد L5 نیز این است که در مقطع مورد نظر و در دیواره داخلی به دلیل اثر هندسه و انحناء موجود در این مقطع، گردابه‌هایی در جریان برشی مورد نظر در نزدیکی دیواره تشکیل می‌شود که افزایش چین خوردگی را در مقطع مورد نظر به همراه دارد.

تمام شبیه سازی صورت گرفته در این تحقیق به کمک نرم افزار متن باز اوپن فوم صورت گرفته است. سخت افزار مورد استفاده نیز یک سرور با سیستم عامل اوپن تو ۱ نسخه 20.04.3 LTS و از نوع ۶۴ بیتی با ۲۴ هسته و فرکانس ۲/۷ گیگاهرتز و ۳۲ گیگابایت است. مدت زمان شبیه سازی برای هر داکت به همراه حجم شبکه مورد استفاده، به تفکیک در جدول ۵ آورده شده است.

جدول ۵- هزینه زمانی شبیه سازی

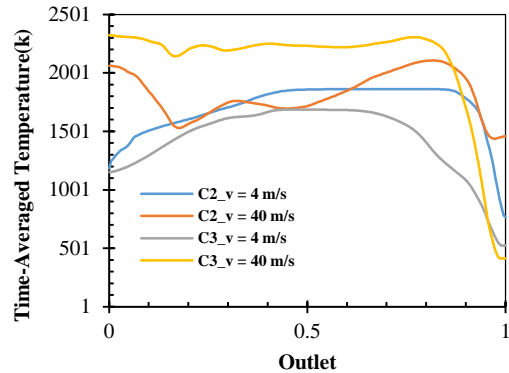
| داکت | سرعت ورودی (متر بر ثانیه) | تعداد سلول | زمان شبیه سازی (ثانیه) |
|------|---------------------------|------------|------------------------|
| C1 | ۴ | ۱۸۳۴۵۶ | ۸۶۴۰۰ |
| C1 | ۴۰ | ۱۸۳۴۵۶ | ۱۲۳۰۰۰ |
| C2 | ۴ | ۲۳۷۲۵۶ | ۱۷۳۰۰۰ |
| C2 | ۴۰ | ۲۳۷۲۵۶ | ۲۱۶۰۰۰ |
| C3 | ۴ | ۳۱۲۵۶۸ | ۲۸۵۰۰۰ |
| C3 | ۴۰ | ۳۱۲۵۶۸ | ۳۲۶۰۰۰ |

۴- نتیجه گیری

شبیه سازی گردابه های بزرگ احتراق پیش آمیخته هوا-پروپان در دو داکت با هندسه مستقیم و منحنی با ورودی و خروجی که جریان داخل داکت را تقریباً فشار ثابت می کند، انجام و مورد تحلیل قرار گرفت. مهم ترین نتایج حاصل از این شبیه سازی به اختصار در ادامه آورده شده است:

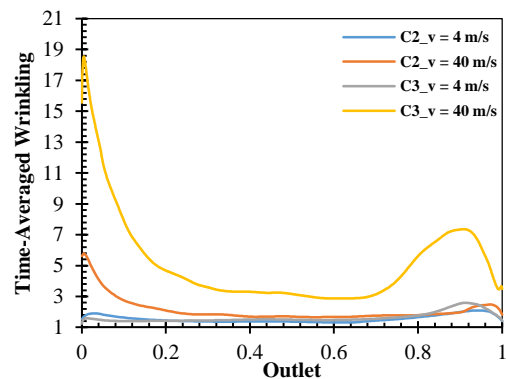
۱- در داکت C1 با افزایش سرعت ورودی از ۴ به ۴۰ متر بر ثانیه، مساحت سطح شعله کاهش پیدا می کند؛ همچنین دما در مقاطع مختلف داکت و در خروجی داکت کاهش پیدا می کند. دلیل این تغییرات عدم القاء نیروی گریز از مرکز و در نتیجه آن، عدم چین خوردگی سطح شعله است که به کاهش سرعت گسترش شعله منجر می شود.

۲- در داکت C2 به سبب انحناء موجود در کانال و القای نیروی گریز از مرکز در عبور جریان از داکت، ناپایداری رایلی-تیلور افزایش و در نتیجه مساحت سطح شعله و چین خوردگی افزایش می یابد و افزایش دمای محصولات احتراق را به همراه دارد. افزایش سرعت ورودی تغییر قابل ملاحظه ای را در دمای مقاطع مختلف داکت سبب نمی شود ولی چین خوردگی سطح



شکل ۷- دمای متوسط گیری شده حاصل از شبیه سازی عددی در خروجی داکت های C2 و C3

در شکل ۸ چین خوردگی برای دو سرعت ورودی ۴ و ۴۰ متر بر ثانیه و در مقطع خروجی برای دو هندسه C2 و C3 مقایسه شده است؛ ملاحظه می شود که میزان چین خوردگی افزایش بسیار زیادی پیدا کرده که دلیل آن افزایش القای نیروی گریز از مرکز است که افزایش ناپایداری رایلی-تیلور و افزایش سطح شعله را به همراه دارد. در اینجا نیز با توجه به توضیحی که در تفسیر شکل (۶-ب) ارائه شد، اثرات دیواره و انحناء موجود در داکت، منجر به تولید گردابه هایی در نزدیک دیواره می شود که افزایش چین خوردگی در بازه ۰/۸۵ تا ۰/۹۵ طول مقطع مورد نظر را به همراه دارد.



شکل ۸- چین خوردگی متوسط گیری شده حاصل از شبیه سازی عددی در خروجی داکت های C2 و C3

- [8] Katta VR, Blunck D, Roquemore WM (2013) Effect of Centrifugal Effects on the Flame Stability in an Ultra-Compact Combustor. AIAA-1046.
- [9] Briones AM, Sekar B, Erdmann TJ (2015) Effect of Centrifugal Force on Turbulent Premixed Flames. J. Eng. Gas Turbines Power 137(1): 11501-11511.
- [10] Moshir SGH, Mostofizadeh A, Bazazzadeh M (2022) Investigation of the Effect of Centrifugal Acceleration on the Flame Propagation Speed in Premixed Combustion. Fuel and combustion scientific research journal 14(4): 100-122. (In Persian).
- [11] Bohan BT, Polanka MD (2019) A New Spin on Small-Scale Combustor Geometry. J. Eng. Gas Turbines Power 141(1): 11504-11514.
- [12] Wilson JD, Damele CJ, Polanka MD (2014) Flame Structure Effects at High G-Loading. J. Eng. Gas Turbines Power 136(10): 101502-101510.
- [13] Rathsack TC, Bohan BT, Polanka MD, Goss LP (2019) Experimental Investigation of Flow Characteristics in an Ultra Compact Combustor. AIAA, California.
- [14] Thomas NR, Rumpfkeil MP, Briones AM (2019) Multiple-Objective Optimization of a Small-Scale, Cavity-Stabilized Combustor. AIAA, California.
- [15] Zhao D, Gutmark EJ, Goey P (2018) A review of cavity-based trapped vortex, ultra-compact, high-g, interturbine combustors. Prog. Energy. Combust. Sci 66: 42-82.
- [16] Puranam SV, Arici J (2009) Turbulent combustion in a curving, contracting channel with a cavity stabilized flame. Proc. Combust. Inst 32: 2973-2981.
- [17] Koopaei SE, Mazaheri K (2012) Numerical Investigation of the Effects of Blockage Ratio and Obstruction Geometry on Flame Acceleration and Overpressure of Gas Explosion. Fuel and Combustion. 5: 1-24. (in Persian)
- [18] Hajjaligol N, Mazaheri K (2016) Turbulent lean premixed flame response to the imposed inlet oscillating velocity and effect of the equivalence ratio and inlet temperature on it. Fuel and Combustion. 9: 21-37. (in Persian)
- [19] Erdmann TJ, Gutmark E, Caswell AW (2023) The Effects of High Centrifugal Acceleration on Bluff-Body Stabilized Premixed Flames. J. Eng. Gas Turbines Power. 145: 31004-31015.
- [20] Zhao Y, Fan W, Rongchun Zh (2023) Influence of coupling schemes of radial and circumferential flame stabilization modes on flow and combustion characteristics of compact combustion for gas turbine. Fuel 333.
- [21] Pishbin SI, Ghazikhani M, Modarres Razavi SM (2015) Experimental Investigation on Low Swirl Premixed Combustion and Effects of Geometrical
- شعله افزایش می‌یابد. می‌توان نتیجه گرفت که انحناء داکت سبب پایداری جریان احتراق شده و افزایش سرعت ورودی منجر به کاهش دما و مشخصه‌های احتراقی نمی‌شود. عکس این مطلب در داکت C۱ ملاحظه شد.
- ۳- در هندسه منحنی جدیدی که با عنوان داکت C۳ و با هدف بررسی تاثیر افزایش دوران بر احتراق پیش‌آمیخته، طراحی و مورد تحلیل قرار گرفت، ملاحظه شد که افزایش دوران سیال منجر به افزایش ناپایداری رایلی-تیلور، افزایش مساحت سطح شعله و افزایش چین‌خوردگی را به همراه دارد. با افزایش سرعت ورودی به ۴۰ متر بر ثانیه در این داکت، دما در مقطع L۵ و در مقطع خروجی، نسبت به سرعت ورودی ۴ متر بر ثانیه افزایش قابل ملاحظه‌ای داشت؛ این افزایش قابل ملاحظه، در داکت C۲ ملاحظه نشد. همچنین در داکت C۳ پروفیل دمای خروجی با افزایش سرعت ورودی تغییرات یکنواخت‌تری به خود گرفت. بنابراین می‌توان نتیجه گرفت که افزایش دوران سیال می‌تواند منجر به افزایش دمای متوسط در خروجی داکت شود؛ همچنین با افزایش سرعت ورودی این تغییرات یکنواخت‌تر و همچنین متوسط دما افزایش یافت؛ پدیده‌ای که در داکت C۱ به صورت کاهشی و در داکت C۲ تقریباً بدون تغییر ملاحظه شد.

مراجع

- [1] Ramaprabhu P, Andrews MJ (2004) Experimental Investigation of Rayleigh-Taylor Mixing at Small Atwood Numbers. J. Fluid Mech 502: 233-271.
- [2] Lewis GD, Shadowen JH, Thayer EB (1977) Swirling Flow Combustion. J. Energy 1(4): 201-205.
- [3] Lewis GD (1973) Centrifugal-force Effects on Combustion. Proc. Combust. Inst: 413-419.
- [4] Lewis GD (1971) Combustion of a Centrifugal-force Field. Proc. Combust. Inst: 625-629.
- [5] Lapsa A, Dahm WJA (2007) Experimental Study on the Effects of Large Centrifugal Forces on Step-Stabilized Flames. 5th US Combustion Meeting 75.
- [6] Lapsa A, Dahm WJA (2009) Hyperacceleration Effects on Turbulent Combustion in Premixed Step-Stabilized Flames. Proc. Combust. Inst: 1731-1738.
- [7] Sykes JP, Gallagher TP, Rankin BA (2020) Effects of Rayleigh-Taylor instabilities on turbulent premixed flames in a curved rectangular duct. Proc. Combust. Inst: 1-8.

- [24] Yoshizawa A, Horiuti K (1985) A Statistically-Derived Subgrid-Scale Kinetic Energy Model for the Large-Eddy Simulation of Turbulent Flows. J. Phys. Soc. Japan 54: 2834-2839.
- [25] Weller HG (1993) The development of a new flame area combustion model using conditional averaging. Thermo-fluids section report TF/9307. Imperial College of Science. Technology and Medicine.
- [26] Holzmann T (2019) Mathematics, Numerics, Derivations and OpenFOAM. First Edition.
- Parameters on Its Performance. J of Solid and Fluid Mechanics. 5: 191-204. (in Persian)
- [22] Blazek J (2001) Computational Fluid Dynamics: Principles and Applications. Elsevier.
- [23] Libby PA, Williams FA (1980) In Turbulent Reacting Flows, Topics in Applied Physics. Lecture Notes in Physics. Springer-Verlag. 44.