

## تحلیل عددی و آزمایشگاهی اثر گرمایش مستقیم سوخت گاز طبیعی بر تشکیل دوده، خصوصیات احتراقی، درخشندگی و تولید NOx در شعله نفوذی گاز طبیعی

محمد جلیلی مهر<sup>۱</sup>، محمد مقیمان<sup>۲\*</sup> و حمید نیازمند<sup>۳</sup>

۱- دانشجوی دکتری، مهندسی مکانیک، دانشگاه فردوسی مشهد، Jalilimehr@mail.um.ac.ir

۲- استاد، مهندسی مکانیک، دانشگاه فردوسی مشهد، Moghiman@um.ac.ir

۳- استاد، مهندسی مکانیک، دانشگاه فردوسی مشهد، Niazmand@um.ac.ir

\* نویسنده مخاطب

(تاریخ دریافت: ۹۶/۸/۱۰، دریافت آخرین اصلاحات: ۹۶/۱۲/۱، پذیرش: ۹۶/۱۲/۱۳)

**چکیده:** در این مقاله، با هدف افزایش تابش شعله گاز طبیعی، اثر گرمایش مستقیم سوخت در محفظه پیش‌احتراق بر تولید ذرات کربنی در فرایند احتراق و تاثیر آن بر درخشندگی شعله، دمای محصولات احتراق و همچنین انتشار آلاینده‌های احتراقی مورد مطالعه عددی و آزمایشگاهی قرار گرفته است. کل دبی جرمی سوخت ورودی ثابت بوده که از دو مجرای مختلف وارد محفظه پیش‌احتراق می‌شوند. ابتدا، سوخت اولیه به صورت محوری و سپس سوخت خوراک به صورت شعاعی در شعله حاصل از گاز اولیه تزریق شده و اثر نسبت سوخت اولیه به کل دبی سوخت مطالعه شده است. شبیه‌سازی‌ها به صورت سه‌بعدی انجام شده و برای مدل‌سازی احتراق از مفهوم کسر مخلوط و با در نظر گرفتن اثرات آشفستگی بر نرخ واکنش‌های شیمیایی از مدل تابع چگالی احتمال با توزیع فرضی استفاده شده است. نتایج عددی نشان می‌دهد که در نسبت‌های سوخت اولیه به کل دبی سوخت کمتر از ۵۰ درصد، دوده ناشی از احتراق ناقص سوخت خوراک در محفظه پیش‌احتراق باعث افزایش انتشار CO در خروجی کوره و کاهش بازده احتراق می‌شود. اما، در نسبت‌های سوخت اولیه به کل دبی سوخت بیشتر از ۵۰ درصد و کامل‌تر شدن فرایند احتراق، به علت تجزیه حرارتی سوخت خوراک و تولید کربن زنده، تابش از شعله افزایش یافته است. در نسبت سوخت اولیه به کل دبی سوخت برابر ۸۵ درصد، ذرات کربنی به میزان ۹ درصد دبی سوخت کل تولید می‌شود و این ذرات کربنی در داخل شعله اصلی با کسب انرژی درخشان شده و در نتیجه آن تابش ۱۵ درصد افزایش و انتشار آلاینده NOx حدود ۵۲PPM کاهش یافته است. نتایج عددی و تجربی توزیع دما و انتشار NOx تطابق خوبی نشان می‌دهند.

**کلیدواژگان:** گرمایش مستقیم گاز، ذرات کربنی، دوده، تابش درخشانی، تجزیه حرارتی

### مقدمه

بر اساس اطلاعات آژانس بین‌المللی انرژی در سال ۲۰۱۶، به صورت مستقیم یا غیرمستقیم، ۹۰ درصد از انرژی مورد مصرف بشر از احتراق تامین می‌شود. این بدان معناست که عامل اصلی تولید آلاینده‌های مخرب زیست‌محیطی پدیده احتراق است. یکی از مهم‌ترین مصرف‌کننده‌های انرژی در صنعت کوره‌های دوار در صنعت سیمان‌اند که رتبه اول مصرف انرژی را در بین صنایع دارند و در حدود ۱۲ تا ۱۵ درصد کل انرژی مورد استفاده در صنایع یک کشور را به خود اختصاص می‌دهند [۱]. کوره‌های سیمان در بازده حرارتی پایین، در حدود ۲۰ تا ۵۰ درصد، کار می‌کنند [۲] و تقریباً ۵۰ درصد انرژی کل، توسط محصولات احتراق از کوره‌های دوار سیمان خارج می‌شوند [۳]. با توجه به اهمیت انتقال حرارت تابشی در این کوره‌ها (و کوره‌های مشابه

در صنایع ذوب فلزات سنگین، شیشه، آجرپزی و غیره، تحقیقات مختلفی به منظور افزایش بازده حرارتی مشعل‌ها از طریق افزایش تابش انجام شده است.

بار و همکارانش [۴]، با ارائه یک مدل ریاضی، تاثیر مستقیم دمای کوره را بر انتقال حرارت تابشی درون کوره بررسی کردند. نتایج آن‌ها نشان داد که با افزایش دمای کوره از ۱۰۰۰ درجه کلوین به ۱۸۰۰ کلوین سهم انتقال حرارت تابشی دو برابر می‌شود. آن‌ها، همچنین، نشان دادند که افزایش ناگهانی قطر کوره، باعث سه‌برابر شدن نرخ انتقال حرارت تابشی در کوره می‌شود.

لیجان زو و همکاران [۵]، در سال ۲۰۱۴، نشان دادند که احتراق داخل یک دیگ بخار به وسیله خواص تابشی شعله، که منعکس‌کننده خواص سوخت است، می‌تواند شناخته شود. محتوای گرمی تولیدی در احتراق ذغال سنگ شامل دوده داغ، مولکول‌ها، رادیکال‌ها، خاکسترها، اتم‌ها و غیره است و تابش شعله برآیندی از تابش همه این اجزاست. ایشان نشان دادند که می‌توان ارزش حرارتی سوخت ذغال سنگ را با استفاده از روش رگرسیون مختلف از روی خواص تابشی شعله پیش‌بینی کرد. همان‌طور که گفته شد، خاصیت سوخت از خواص تابشی آن قابل استحصال است و در شعله ذغال سنگ‌های مختلف، ذرات با کسر گرمی متفاوت وجود دارد و تابش کلی شعله شامل تابش همه اجزای موجود در شعله است.

انتقال حرارت تابشی از شعله را می‌توان به دو دسته حرارتی و درخشانی تقسیم‌بندی کرد [۶]. در شعله غیردرخشان، مانند شعله گاز طبیعی، گونه‌های اصلی موجود در شعله شامل دی اکسید کربن و بخار آب است که مهم‌ترین گازهای جاذب و تشعشع‌کننده‌اند، اما این گونه‌ها، باندهای تابشی بسیار ضعیفی دارند که باعث می‌شوند تا شعله گاز طبیعی انتقال حرارت تابشی بسیار پایینی داشته باشد. شعله‌های درخشان، علاوه بر دی اکسید کربن و بخار آب، دارای ذرات کربن نیز هستند که این ذرات به عنوان جسم خاکستری با ضریب صدور بالا و نزدیک به جسم سیاه در ساختار شعله عمل کرده و انتقال حرارت تابشی از شعله را در مقایسه با شعله‌های غیردرخشان بهبود می‌بخشند.

جوادی و مقیمان [۷]، در سال ۲۰۱۲، به منظور افزایش تابش شعله، گاز متان ورودی به مشعل را تا ۳۶۰ درجه سانتی‌گراد گرم کردند. آن‌ها نشان دادند که با افزایش دمای سوخت گاز طبیعی ورودی به مشعل تا دمای ۲۴۰ درجه سانتی‌گراد، تغییرات قابل ملاحظه‌ای در شعله ایجاد نمی‌شود، اما، با افزایش دمای گاز از ۲۴۰ درجه تا ۳۶۰ درجه سانتی‌گراد، به علت تجزیه حرارتی سوخت گاز طبیعی و آزاد شدن گونه‌هایی مانند کربن که ضریب صدور بالایی دارند، انتقال حرارت تابشی به میزان ۶۰ درصد افزایش می‌یابد.

ایسها و همکارانش [۸]، در سال ۲۰۱۵، با پیش گرم کردن سوخت گاز مایع<sup>۱</sup> قبل از ورود به شعله از دمای محیط تا دمای ۱۰۰ درجه سانتی‌گراد، نشان دادند که بازده احتراق به میزان ۲۳ درصد افزایش و میزان انتشار آلاینده CO به میزان ۸۱ درصد کاهش می‌یابد.

پورحسینی و مقیمان [۶]، به منظور تغییر عدد کربن سوخت (C/H)، اثر همسوزی گاز-گازوییل را بررسی کردند. نتایج نشان داد که با افزایش غلظت ذرات کربن، درخشندگی و سطح شعله در مقایسه با حالت بدون تزریق گازوییل، به ترتیب، ۳۸ و ۲/۵ برابر افزایش دارد. همچنین، در نسبت همسوزی گازوییل به گاز بر مبنای ۱۰ درصد گرمی، تغییرات دمای شعله فقط ۹۵ درجه سانتی‌گراد بوده، در حالی که انتقال حرارت تابشی شعله ۵۲ درصد بهبود یافته است. علت اصلی افزایش انتقال حرارت تابشی در همسوزی گاز-گازوییل افزایش ضریب صدور تابش شعله در ناحیه مادون قرمز طیف امواج الکترومغناطیسی است. تزریق قطرات گازوییل باعث افزایش آلاینده‌های CO و NO به میزان ۴ و ۳۵ ppm می‌شود. همچنین، آن‌ها، در مطالعات دیگری [۹]، نشان دادند که تزریق ذرات پودر زغال سنگ به داخل شعله گاز طبیعی، به دلیل افزایش سطح واکنشی و بهبود درخشندگی آن (افزایش ضریب صدور تابش از شعله) انتقال حرارت تابشی و بازده دیگ بخار افزایش می‌یابد.

1. LPG

بهبود انتقال حرارت تابشی شعله اثر بسزایی در افزایش بازده کوره دارد. دلایلی سیوس و همکارانش [۱۰] نشان دادند که تابش از شعله به مقدار دوده و میزان اغتشاش شعله در کوره بستگی دارد. ایشان نشان دادند تولید دوده و افزایش تابش به اثرات توربوشمیایی، نظیر پیش گرمایش سوخت و هوا و افزودن اکسیژن در شعله‌های پخش آرام، بستگی دارد. سکورا و همکارانش [۱۱]، در سال ۲۰۰۷ با شبیه‌سازی احتراق نشان دادند که دمای شعله و زمان ماندگاری محصولات احتراق در نواحی دمابالا، اصلی‌ترین عوامل موثر در تولید آلاینده  $NO_x$  هستند. تزریق مرحله‌ای هوای احتراق باعث کاهش بیشینه دمای شعله و در نتیجه کاهش مقدار آلاینده  $NO_x$  می‌شود. در تحقیقی، مقیمان و همکاران [۱۲]، با پیش گرمایش سوخت گاز ورودی با استفاده از المنت‌های الکتریکی به میزان ۷۶۰ درجه سانتی‌گراد و تجزیه حرارتی متان قبل از ورود به کوره، نشان دادند که دوده حاصل از تجزیه حرارتی، پس از ورود به شعله، باعث افزایش تابش به میزان ۶۰ درصد شد. همچنین، نشان داده شد که افزایش تابش از شعله، علاوه بر افزایش بازده، باعث کاهش بیشینه دمای شعله می‌شود و نتیجه آن نیز کاهش انتشار آلاینده  $NO_x$  است. با افزایش انتقال حرارت تابشی در کوره‌ها، دیگر به سیستم‌های با حجم بزرگ با سازوکار<sup>۱</sup> انتقال حرارت جابه‌جایی نیازی نیست. اگر چه در شکل‌دهی حرارتی اجسام استفاده از صفحه‌های تابشی الکتریکی رایج است، اما استفاده مستقیم از فرایند احتراق برای تامین انرژی تابشی می‌تواند بازده ترمودینامیکی این پروسه را با ضریبی بزرگ‌تر از دو افزایش دهد [۱۰]. اگرچه در سال‌های اخیر روش‌های مختلفی از جمله تزریق ذرات پودر زغال سنگ و تزریق سوخت مایع به شعله گاز طبیعی و یا استفاده از المنت‌های حرارتی برای افزایش تابش درخشانی شعله و کاهش آلاینده  $NO_x$  بسیار مورد توجه پژوهشگران بوده است، اما این روش‌ها نیاز به تجهیزات و سیستم‌های کنترل خاص دارند که از دیدگاه کاربردی بسیار پیچیده و پرهزینه‌اند. لذا، در این پژوهش، به منظور دستیابی به راه‌کاری ساده و با هزینه کمتر، از سازوکار گرمایش مستقیم سوخت خوراک در محفظه پیش احتراق، بدون استفاده از المنت‌های حرارتی، استفاده شده است که اثر آن بر نرخ تجزیه حرارتی سوخت خوراک، درخشان شدن شعله و انتشار آلاینده‌های احتراقی مطالعه شده است. همچنین، به منظور آنالیز دقیق گونه‌های موجود در محفظه احتراق و بررسی رفتار این گونه‌ها در فرایند احتراق، تحلیل عددی با استفاده از نرم‌افزار فلوئنت انجام شده است.

### تجزیه حرارتی گاز طبیعی و اثر آن بر تابش شعله

ترکیب اصلی گاز طبیعی در ایران بیش از ۹۶/۵ درصد متان است؛ لذا، خواص آن به خواص متان بسیار نزدیک است. دو محصول اصلی تجزیه حرارتی متان، کربن جامد و گاز هیدروژن است [۱۳]:



سرعت واکنش بالا و تشکیل ذرات کربن حاصل از آن بستگی زیادی به دمای واکنش داشته و با افزایش دما، افزایش می‌یابد. در داخل کوره، ذرات کربن تولیدشده اکسید شده و بیشتر آن‌ها به CO تبدیل می‌شوند. نتایج محققان نشان می‌دهد حتی وجود مقادیر بسیار کمی از کربن جامد (در حد ۱۰ ppm) در شعله سبب افزایش شدید تابش درخشانی شعله و کاهش انتشار آلاینده NO می‌شود [۱۴، ۱۵]. حضور ذرات کربن در شعله موجب افزایش ضریب انتشار و افزایش تابش شعله می‌شود.

در مدل‌های توسعه‌یافته برای محاسبه اثر کربن جامد بر تابش شعله، ضریب جذب اصلاح‌شده‌ای برای مخلوط گازهای احتراقی حاوی کربن ( $a_m$ ) به صورت زیر تعریف می‌شود [۱۶]:

$$a_m = a_{gas} + a_{soot} \quad (2)$$

در این رابطه،  $a_{gas}$  ضریب جذب مخلوط گازهای احتراقی بدون اثر کربن جامد بوده که از مدل مجموع وزن‌دهی شده گازهای خاکستری WSGGM [۱۶] قابل محاسبه است. همچنین، ضریب جذب ذرات کربن بوده که برحسب دما و کسر جرمی ذرات آن از رابطه زیر به دست می‌آید:

$$a_{soot} = b_1 \rho m_s [1 + b_T (T - 2000)] \quad (3)$$

که در آن  $b_1$  و  $b_T$  ثوابت تجربی،  $\rho$  چگالی مخلوط گازی و  $m_s$  کسر جرمی دوده است [۱۶].

## معادلات حاکم

برای مدل‌سازی اثر تزریق مرحله‌ای گاز طبیعی بر ساختار شعله، معادلات حاکم بر پدیده احتراق آشفته داخل محفظه احتراق دیگ بخار مورد مطالعه شامل معادلات بقای جرم، تکانه، انرژی، تابش و گونه‌های شیمیایی با استفاده از نرم‌افزار عددی فلوئنت به روش حجم‌های محدود و با استفاده از الگوریتم حل کوپل حل شده‌اند. با توجه به آشفته‌بودن جریان از معادلات متوسط-گیری شده زمانی رینولدز استفاده شده است. این معادلات در حالت پایا عبارت‌اند از معادله بقای جرم:

$$\nabla \cdot (\rho \bar{v}) = 0 \quad (4)$$

که در آن  $\rho$  چگالی سیال و  $\bar{v}$  بردار سرعت متوسط‌گیری شده زمانی است و معادله بقای تکانه:

$$\nabla \cdot (\rho \bar{v} \bar{v}) = -\nabla \bar{p} + \nabla \cdot (\mu (\nabla \bar{v}) + (\nabla \bar{v})^T) - \rho \overline{v'v'} \quad (5)$$

که در آن  $v'$  نوسانات آشفته بردار سرعت،  $\mu$  گرانیوی دینامیکی سیال و  $p$  فشار است. خطوط افقی روی متغیرها نشان‌دهنده مقادیر متوسط‌گیری شده است. جملات تنش‌های رینولدز  $\rho \overline{v'v'}$  بایستی مدل‌سازی شوند تا معادلات بالا بسته شوند. در این پژوهش، برای مدل‌سازی این جملات از مدل تنش رینولدز [۸] استفاده شده است.

معادله انرژی در فرم کلی به صورت زیر است [۱۷]:

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho E) + \nabla \cdot (\bar{v} (\rho E + p)) = \nabla \cdot \left( k_{eff} \nabla T - \sum h_j \bar{J}_j + (\bar{\tau}_{eff} \cdot \bar{v}) \right) + S_h \quad (6)$$

که در مدل‌سازی احتراق غیرآدیاباتیک در فرم آنتالپی کلی با فرض عدد لوییس یک ( $Le=1$ ) به صورت زیر است:

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho H) + \nabla \cdot (\rho \bar{v} \bar{H}) = \nabla \cdot \left( \frac{k_t}{C_p} \nabla \bar{H} \right) + S_h \quad (7)$$

که در آن  $K_t$  ضریب هدایت آشفته،  $C_p$  ظرفیت گرمایی در فشار ثابت سیال و  $S_h$  حرارت ناشی از انجام واکنش‌های شیمیایی هر گونه عبارت تولید حرارت حجمی است. در صورتی که مقادیر جملات هدایت سیال و پخش گونه‌ها در معادله (۶)، نسبت به عبارت اول سمت راست معادله (۷) بزرگ باشند، این مقادیر در جمله چشمه در نظر گرفته می‌شوند [۱۷]. همچنین، آنتالپی کلی عبارت‌است از:

$$H = \sum_j Y_j H_j \quad (8)$$

که در آن  $Y_j$  کسر جرمی گونه  $Z_j$  است و داریم:

$$H_j = \int_{T_{ref,j}}^T C_{p,j} dT + h_j^0(T_{ref,j}) \quad (9)$$

که  $h_j^0(T_{ref,j})$  آنتالپی تشکیل گونه  $Z_j$  در دمای مرجع است.

برای محاسبه دوده، پس از بررسی مدل‌های مختلف (خان-گریوز، تسنر و ماس-بروکس)، از مدل ماس-بروکس، که اثر غلظت گونه‌های میانی (به‌خصوص استیلن، بنزن، رادیکال فنیل و آروماتیک‌های حلقوی) بر نرخ هسته‌زایی، انعقاد و رشد سطحی در مراحل تشکیل دوده را در نظر می‌گیرد [۱۸] و همچنین، برای محاسبه  $\text{NO}_x$ ، از سازوکارهای حرارتی و فوری به‌صورت پس‌پردازش استفاده شده است. همچنین، اثر آشفته‌گی بر نرخ تشکیل آلاینده‌ها با استفاده از مدل تابع چگالی احتمال<sup>۱</sup> با توزیع  $\beta$  وارد محاسبات شده است.

از آنجا که در این مقاله اثر تابش شعله نقش مهمی بر نتایج دارد، برای محاسبه تابش از مدل  $\text{DO}^2$  استفاده شده است. همچنین، برای اعمال اثرات تابشی مخلوط گاز، ضریب جذب گاز از مدل WSGGM و برای اعمال اثر تابشی دوده از معادله (۳) استفاده شده است.

### اثرات آشفته‌گی بر نرخ واکنش‌های شیمیایی

در پژوهش حاضر، برای مدل‌سازی احتراق، از مفهوم کسر مخلوط و برای در نظر گرفتن اثرات آشفته‌گی بر نرخ واکنش‌های شیمیایی، از مدل تابع چگالی احتمال با توزیع فرضی استفاده شده است [۱۹]. تابع چگالی احتمال، که با  $p(f)$  نشان داده می‌شود، توصیف‌کننده نوسانات لحظه‌ای کمیت  $f$  در جریان آشفته است و می‌تواند، به‌عنوان کسری از زمان که سیال خاصیت  $f$  را دارد، در نظر گرفته شود. شکل تابع  $p(f)$  به طبیعت اغتشاشات متغیر  $f$  در جریان آشفته وابسته است. در جریان‌های واقعی توزیع  $p(f)$  دقیقاً مشخص نیست. به‌همین دلیل، در روش تابع چگالی احتمال با توزیع فرضی، براساس مشاهدات تجربی یک تابع ریاضی برای  $p(f)$  در نظر گرفته می‌شود که تقریبی از شکل واقعی آن است. اگر  $\varphi_i$  نشان‌دهنده کسر جرمی گونه  $i$  ام و یا هر خاصیت ترمودینامیکی جریان سیال باشد، با مشخص‌بودن توزیع  $p(f)$ ، مقادیر متوسط‌گیری‌شده زمانی آن با استفاده از رابطه زیر قابل محاسبه است:

$$\bar{\varphi}_i = \int_0^1 p(f) \varphi_i(f) df \quad (10)$$

در این مدل‌سازی، توزیع در نظر گرفته‌شده برای تابع  $p(f)$  توزیع  $\beta$  است که عبارت است از:

$$p(f) = \frac{f^{\alpha-1}(1-f)^{\beta-1}}{\int_0^1 f^{\alpha-1}(1-f)^{\beta-1} df} \quad (11)$$

که مقادیر  $\alpha$  و  $\beta$  به‌صورت زیر تعریف می‌شوند:

$$\alpha = \bar{f} \left[ \frac{\bar{f}(1-\bar{f})}{\bar{f}^2} - 1 \right] \quad (12)$$

$$\beta = (1-\bar{f}) \left[ \frac{\bar{f}(1-\bar{f})}{\bar{f}^2} - 1 \right] \quad (13)$$

در تابع بالا، دو متغیر  $f$  و  $\bar{f}^2$  به‌ترتیب کسر مخلوط و واریانس کسر مخلوط بوده و از دو معادله بقاء به شکل زیر محاسبه می‌شوند:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \bar{f}) + \nabla \cdot (\rho \bar{v} \bar{f}) = \nabla \cdot \left( \frac{\mu_t}{\sigma_t} \nabla \bar{f} \right) + S_m \quad (14)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \bar{f}^2) + \nabla \cdot (\rho \bar{v} \bar{f}^2) = \nabla \cdot \left( \frac{\mu_t}{\sigma_t} \nabla \bar{f}^2 \right) + C_g \mu_t (\nabla \bar{f})^2 - C_d \rho \frac{\varepsilon}{k} \bar{f}^2 \quad (15)$$

<sup>1</sup> Probability density function

<sup>2</sup> Discrete ordinates

مقادیر  $f'$  اختلاف مقادیر لحظه‌ای و متوسط کسر مخلوط ( $f' = f - \bar{f}$ ) بوده و Sm عبارت چشمه برای مسائل مختلف مانند تبخیر قطرات سوخت است. در پژوهش حاضر، اثرات آشفستگی بر نرخ واکنش‌های شیمیایی با استفاده از مدل تابع چگالی احتمال<sup>۱</sup> با توزیع  $\beta$  در نظر گرفته شده‌اند. پس از اصلاح نرخ واکنش‌های شیمیایی، مقادیر کسر جرمی گونه‌ها، چگالی و دما برحسب مقادیر مختلف  $f$  و  $f'^2$  در جداول مشخصی ذخیره شده و در حین حل عددی جریان آشفته احتراقی از آن استفاده می‌شود. این مدل محدودیتی در محاسبه تعداد گونه‌های شیمیایی و واکنش‌ها ندارد. در این مقاله تعداد گونه‌های شیمیایی ۲۰ عدد در نظر گرفته شده است که مهم‌ترین آن‌ها  $O_2$ ،  $N_2$ ،  $CO$ ،  $CO_2$ ،  $H_2O$ ،  $C_2H_2$ ،  $C(s)$ ،  $H_2$ ،  $OH$ ،  $H$ ،  $O$ ،  $CH_3$ ،  $CH_4$  و سایر ترکیبات هیدروکربنی با ۲ تا ۴ کربن‌اند که احتمال تولید آن‌ها در محفظه احتراق می‌رود. تشخیص گونه‌های شیمیایی توسط نرم‌افزار فلونت از بین ۵۵۳ گونه شیمیایی مختلف است که بیشترین احتمال تولید را می‌دهند.

## بستر و روش آزمون

در این پژوهش، با طراحی یک مشعل گازسوز صنعتی، مجهز به سیستم گرمایش مستقیم سوخت (در یک محفظه پیش‌احتراق، مطابق شکل ۱)، اثر گرمایش مستقیم سوخت خوراک (گاز طبیعی) در احتراق دومرحله‌ای بررسی شده است. هدف از گرمایش مستقیم سوخت خوراک ( $F_2$ ) در محفظه پیش‌احتراق تولید ذرات کربن با سازوکار تجزیه حرارتی و یا تولید دوده در اثر احتراق ناقص است. پس از آن، نقش دوده تولیدشده بر تابش درخشانی، دمای شعله و انتشار آلاینده ناکس مورد بررسی قرار گرفته است. بدین منظور، بستر آزمون مناسبی، مطابق شکل ۲، طراحی و ساخته شده و آزمایش‌ها در نسبت‌های مختلف دبی سوخت اولیه ( $F_1$ ) به دبی کل مشعل ( $F_1/F_{total}$ ) انجام شده است. با توجه به گستره ظرفیت مشعل، آزمایش‌ها برای دبی ثابت  $F_{total}=12.6 \text{ m}^3/\text{hr}$  انجام شده و دبی سوخت اولیه  $F_1$  از صفر تا ۱۰۰ درصد دبی کل تغییر داده شده است. ابتدا، در هر آزمایش، مقدار سوخت گاز اولیه ( $F_1$ ) و دبی هوای ( $Air_1$ ) در محفظه پیش‌احتراق براساس حداقل میزان CO و حداقل هوای اضافه تنظیم شده است. سپس، با ایجاد شرایط مناسب، مابقی سوخت  $F_2$  به صورت خوراک از دهانه  $GAS_2$  و مابقی هوای مورد نیاز احتراق از دهانه  $Air_2$  وارد شده است. پس از روشن شدن مشعل و رسیدن مجموعه کوره و تجهیزات اندازه‌گیری به شرایط پایدار دمایی (گذشت زمان تقریبی یک ساعت)، مقادیر دمای محوری شعله، غلظت محصولات احتراق داخل دودکش و دمای محصولات احتراق در خروجی از کوره اندازه‌گیری شده است.

در شکل ۱ و ۲، بستر آزمون شامل ساختمان داخلی کوره، مشعل با سیستم گرمایش مستقیم سوخت گازطبیعی، با قابلیت تزریق مرحله‌ای سوخت و هوا با فواصل متفاوت و تجهیزات اندازه‌گیری، نشان داده شده است. محفظه احتراق کوره اصلی دارای قطر ۵۰۰ mm و طول ۱۵۰۰ mm است که با الهام از استاندارد EN676 انتخاب شده است [۲۰]. مشعل مورد استفاده از نوع مشعل‌های گازسوز دمنده‌دار خودکار بوده که بیشینه ظرفیت حرارتی آن ۲۲۰ هزار کیلوکالری است و برحسب دبی سوخت و هوای ورودی قابل تنظیم است. سوخت ورودی به محفظه پیش‌احتراق ( $F_1$ ) از یک لوله افقی به قطر ۱۵ mm و هوای ورودی از یک ناحیه حلقوی بین لوله سوخت و لوله هم‌مرکز با آن با قطر داخلی ۱۰۰ mm وارد محفظه پیش‌احتراق مشعل می‌شود. جهت اختلاط سوخت و هوا، در دهانه خروجی مشعل از یک شعله‌پخش‌کن با زاویه پخش ۴۵ درجه استفاده شده است.

به منظور جلوگیری از هدررفت انرژی، محفظه پیش‌احتراق به صورت دوجداره ساخته شده است، به گونه‌ای که شعله اولیه مشعل دمنده‌دار درون محفظه با قطر ۱۰۰ mm تشکیل شده و از محل حفره  $GAS_2$ ، مطابق شکل، سوخت خوراک ( $F_2$ ) به درون شعله تزریق می‌شود. همچنین، از حد فاصل بین دو جداره این محفظه، هوای ثانویه تزریق و با حرکت به سمت انتهای قطعه و ورود به کوره اصلی پیش‌گرم می‌شود و از تلفات حرارت به محیط نیز جلوگیری می‌کند.

1. Probability density function

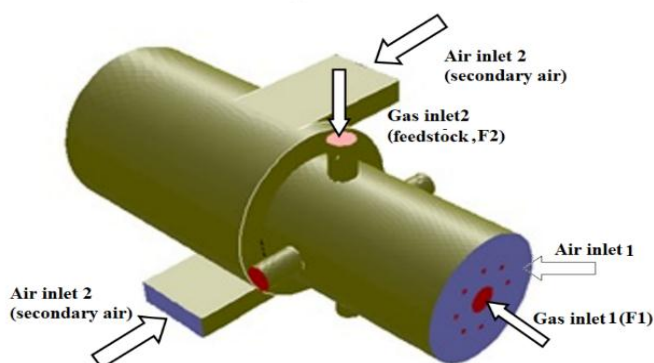


Figure 1- 3D model of the burner and the sketch of the entire system  
شکل ۱- مدل سه بعدی مشعل به همراه شرایط ورودی سوخت و هوا

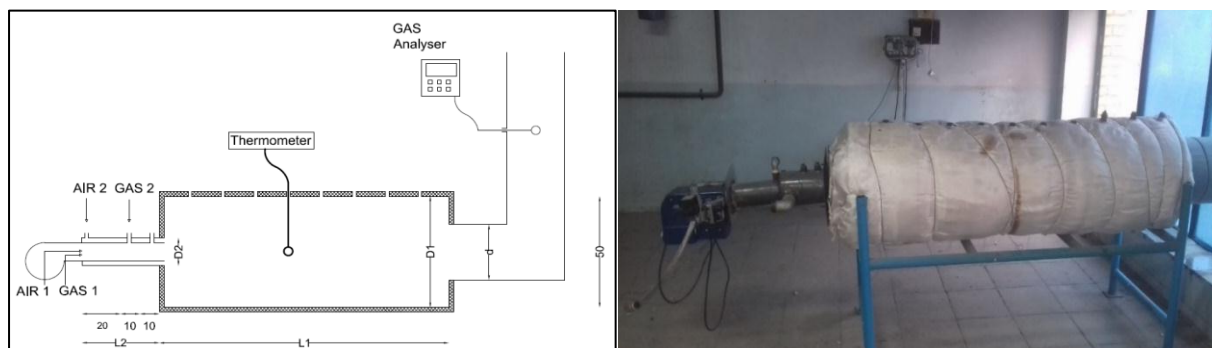


Figure 2- Schematic illustration of experimental apparatus and furnace equipped with pre-combustor  
شکل ۲- طرحواره و نمایی از بستر آزمون کوره و مشعل مجهز به محفظه پیش احتراق

برای اندازه گیری دبی گاز از دو دبی سنج توربینی و برای اندازه گیری و آنالیز گونه های موجود در محصولات احتراق و دما از دستگاه آنالیز گاز Testo 350XL استفاده شده است. پروب نمونه برداری استاندارد دستگاه به طول ۷۰۰ mm و تحمل دمایی ۱۲۷۳K دارای ترموکوپل نوع K و دارای شیلنگ مخصوص گاز  $SO_2/NO_2$  است. این دستگاه گونه های  $O_2$ ، CO و NO را به طور مستقیم توسط حسگر اندازه گیری و گونه  $CO_2$  و درصد هوای اضافه را برحسب درصد اکسیژن اندازه گیری شده محاسبه می کند [۲۱]. در محدوده اندازه گیری های انجام شده در این مقاله، دقت حسگرهای کالیبره شده مختلف دستگاه، در جدول ۱، آورده شده است. همچنین، برای اندازه گیری دما در نقاط مختلف داخل کوره، ۱۰ درجه باز دید روی بدنه کوره در نظر گرفته شده است که امکان نمونه گیری گونه ها، ورود میله ترموکوپل و اندازه گیری دما را میسر می سازد.

برای اندازه گیری دمای محوری کوره از یک ترموکوپل نوع S با غلاف سرامیکی با حداکثر دمای قابل اندازه گیری ۲۰۰۰K و دقت ۱K استفاده شده است. برای ارزیابی شدت درخشندگی شعله از یک دستگاه پیرانومتر با حسگر فتوولتائیک [۲۲] با قابلیت اندازه گیری طیف تابشی ۳۰۰ تا ۱۱۰۰ نانومتر، که در محدوده طیف غالب تابش مرئی شعله های درخشنده است [۲۳]، استفاده شده است.

اندازه گیری دوده توسط دستگاه دوده سنج AVL415، که با اندازه گیری میزان تیرگی فیلتر کاغذی مقدار دوده را تخمین می زند، انجام شده است [۲۴]. همچنین، میزان تابش شعله (ناشی از درخشندگی آن) برای دبی های مختلف سوخت و ورودی ( $F_1$ ) و ( $F_2$ ) با استفاده از دستگاه پیرانومتر [۲۲] اندازه گیری و در دماهای مختلف ثبت شده است. برای اطمینان از رسیدن مجموعه کوره به شرایط پایدار و تکرارپذیری اندازه گیری ها، در هر آزمایش، مقادیر متغیرهای مختلف در فواصل ۱۵ دقیقه اندازه گیری شده و پس از اطمینان از رسیدن کوره و تجهیزات اندازه گیری به شرایط پایدار، مقادیر آنها ثبت و گزارش شده است. به منظور

بررسی تکرارپذیری آزمایش و جلوگیری از هر گونه انحراف و خطای احتمالی در اندازه‌گیری‌های اولیه، اندازه‌گیری‌های دما مجدداً انجام شد که بیشترین اختلاف مشاهده شده نسبت به مقادیر متوسط آن‌ها کمتر از ۱۰ درصد بوده است. شایان ذکر است، در تمام آزمایش‌های انجام شده، درصد هوای اضافه ۱۴ درصد ثابت نگه داشته شده است. با این مقدار هوای اضافه مشعل عملکرد مناسبی داشته و کمترین انتشار CO را دارد.

جدول ۱- مشخصات تجهیزات اندازه‌گیری

Table1- Sensors Specifications and measurements

Measured Parameter	Measuring range	Accuracy
Temperature	0 – 200 °C	± 0.4°C
	200 – 900 °C	± 1.0°C
O <sub>2</sub>	0 – 25%	0.2%
CO	0 – 1000 ppm	10ppm
NO <sub>x</sub>	0 – 3000 ppm	8ppm
Excess air (percentage)	-	0.1 %
Turbine flow rate	$Q_{\min}=6.4\frac{m^3}{h}$	0.2%
	$Q_{\max}=40\frac{m^3}{h}$	

## نتایج

در این مقاله، در دبی کل ثابت، با تغییر نسبت دبی سوخت ( $FR=F_1/F_{total}$ )، اثر گرمایش مستقیم سوخت خوراک بر توزیع محوری دما، تابش و میزان محتوای دوده شعله و همچنین، انتشار آلاینده‌های احتراقی در یک مشعل گازسوز (شکل ۱) با ظرفیت ۲۲۰۰۰۰ کیلو کالری در ساعت به روش عددی و آزمایشگاهی مطالعه شده است. هندسه، سه‌بعدی مدل‌سازی شده و شرایط مرزی آن در قسمت قبل توضیح داده شد. در شکل ۳ شبکه مورد استفاده نشان داده شده است. مشاهده می‌شود در محفظه پیش‌احتراق به دلیل تغییرات شدید متغیرهای جریان و احتراق، از شبکه بسیار ریزتر و منظم‌تری نسبت به محفظه کوره استفاده شده است. نتایج توزیع دما و غلظت ذرات کربن جامد برای شبکه‌های مختلف بررسی شد که در بهترین شبکه مورد استفاده، محیط حل به ۲۷۴۶۸۵ سلول تقسیم شده است. با افزایش تعداد سلول تا دو برابر، تغییر مقادیر متوسط متغیرهای یادشده روی محور کوره کمتر از ۲ درصد بوده است. لذا، برای کاهش زمان محاسبات، شبکه یادشده برای شبیه‌سازی‌های بعدی استفاده شده است. همچنین، مقایسه نتایج توزیع دما و ناکس با نتایج تجربی نشان می‌دهد، با افزایش تعداد سلولهای محاسباتی، دقت محاسبات تغییری نداشته است.

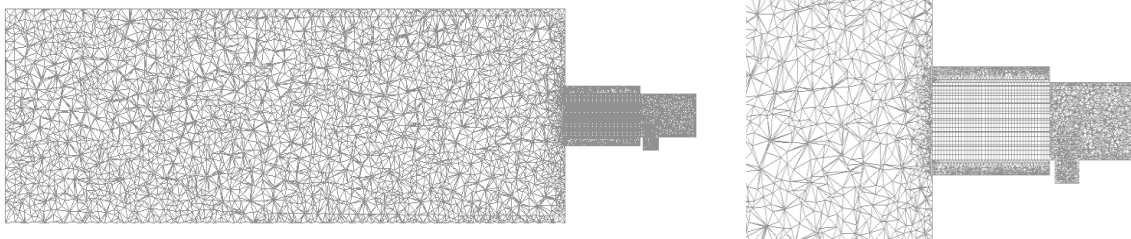


Figure 3- Numerical simulation grid for furnace and pre-combustor  
شکل ۳- شبکه محیط حل عددی برای محفظه پیش‌احتراق و کوره

از آنجایی که تمام خواص احتراق به دمای شعله و چگونگی توزیع دما در نقاط مختلف شعله بستگی دارد، در شکل ۴ توزیع پیوسته دما در حالت‌های مختلف شامل نسبت‌های مختلف دبی سوخت ( $F1/F_{total}=FR$ ) نشان داده شده است. همان‌طور که مشاهده می‌شود، با تزریق سوخت خوراک داخل شعله اولیه، به دلیل اختلاط گاز سرد با گازهای دمابالای احتراقی، کاهش دمای شدیدی در انتهای محفظه پیش‌احتراق مشاهده می‌شود. هر چه نسبت دبی سوخت اولیه افزایش



می‌یابد، این کاهش دما کمتر می‌شود. توزیع دما در شکل‌های بالا نشان می‌دهد، با افزایش نسبت FR، به دلیل کاهش دبی سوخت ثانویه و در نتیجه دبی هوای ثانویه، که به صورت مماسی وارد محفظه احتراق شده و بر چرخش جریان و شکل شعله نقش مهمی دارد، شعله از حالت مخروطی به شعله‌ای کشیده و مستقیم روی محور کوره تبدیل می‌شود. در نسبت‌های FR پایین، بیشینه دما روی سطح مخروط بوده، ولی، با افزایش FR، نواحی داغ شعله روی محور کوره متمرکز می‌شود.

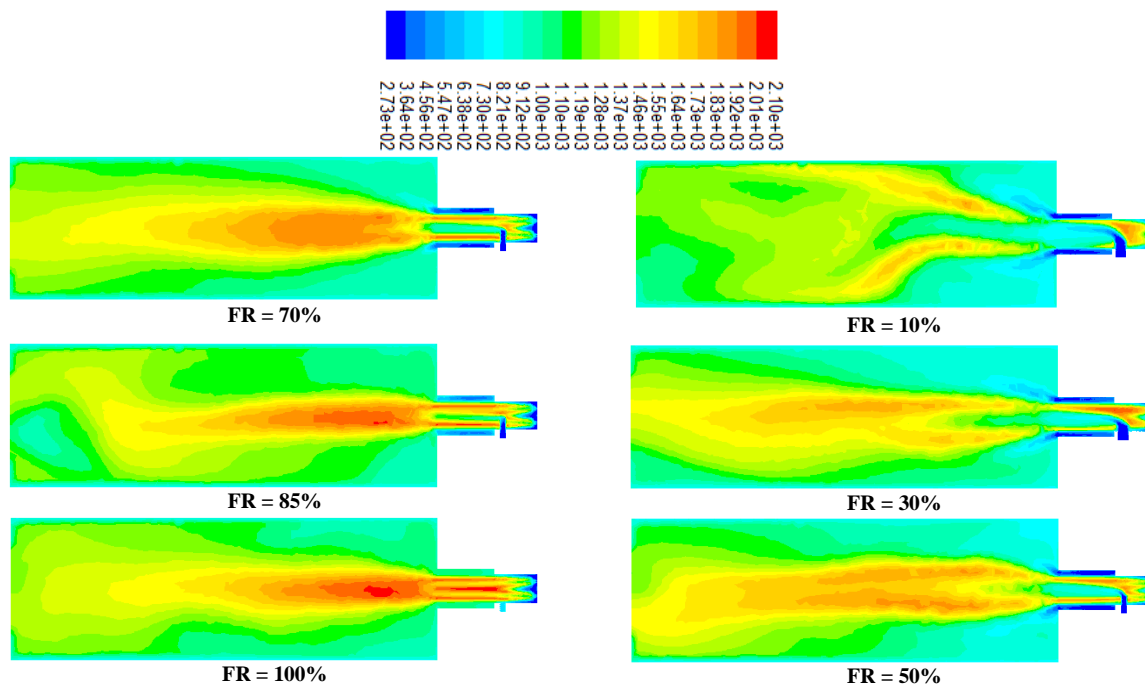


Figure 4- Comparison between calculated furnace temperatures (K) for different fuel ratio (FR)  
 شکل ۴- توزیع پیوسته دما در نسبت‌های مختلف سوخت اولیه به کل دبی سوخت (FR)

در شکل ۵، توزیع محوری دمای محاسبه‌شده روی محور کوره، به خوبی اختلاف دمای محور کوره را برای نسبت‌های مختلف FR نشان می‌دهد. همان‌طور که گفته شد، در نسبت‌های پایین FR، دمای محور مرکزی کوره، به دلیل شکل شعله، خیلی کمتر از مقادیر بالای FR است. در توزیع دمای مربوط به FR= 100%، تمام سوخت و هوا از مجرای اولیه (ورودی‌های F1 و AIR1 در شکل ۱) وارد شده و تمام سوخت ورودی، بدون گرمایش مستقیم، محترق می‌شود. در این حالت، دما به بیشینه خود (حدود ۲۱۰۰ کلوین) رسیده است. اما، زمانی که در ظرفیت ثابت مقداری از سوخت به منظور گرمایش مستقیم از محل F2 تزریق شده است، سبب کاهش ناگهانی دما در محدوده  $x=0.2m$  تا  $x=0.4m$  شده است که این مقادیر به دبی سوخت خوراک تزریقی به عنوان F2 بستگی دارد. هنگامی که فقط ۱۰ درصد گاز به عنوان سوخت اصلی (F1) و ۹۰ درصد به عنوان خوراک (F2) تزریق شده است، این افت دما بسیار شدیدتر از حالتی است که ۸۵ درصد گاز به عنوان سوخت اصلی (F1) و ۱۵ درصد به عنوان خوراک (F2) است. در شکل ۶، دماهای اندازه‌گیری‌شده روی محور مرکزی محفظه پیش‌احتراق و کوره نیز این کاهش شدید ناگهانی دما را به خوبی نشان می‌دهد. با توجه به دمای تجزیه گاز طبیعی، انتظار می‌رود، در صورت کنترل میزان هوای اضافه، در این حالت، مقداری از گاز F2 در حین برخورد با محصولات احتراق دمابالا در محفظه پیش‌احتراق به دلیل گرمایش مستقیم و به‌روش حرارتی تجزیه شده و دوده صنعتی<sup>۱</sup> تولید کند. آبانادز و همکاران [۲۵] نشان دادند که اگر دمای گاز متان به ۱۳۵۰ درجه سانتی‌گراد برسد، تمام گاز متان به کربن جامد و هیدروژن تجزیه می‌شود.

1. Carbon black

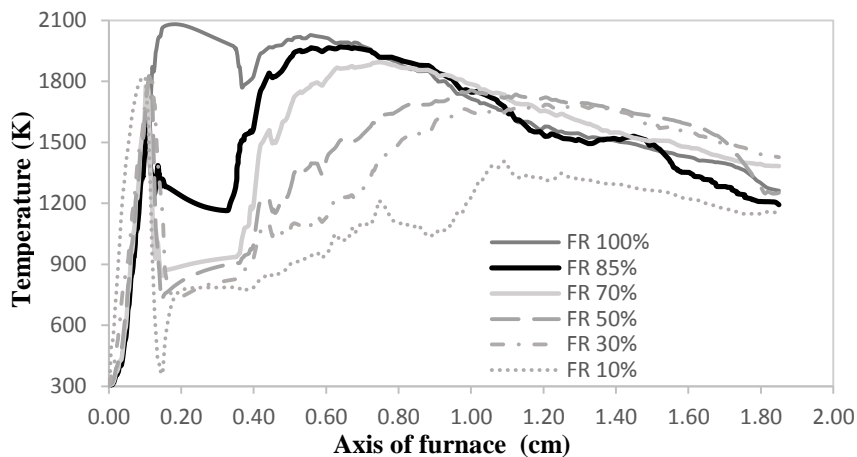


Figure 5- Axial temperature distribution for various values of FR  
 شکل ۵ - توزیع محوری دمای محاسبه شده در طول محور کوره برای نسبت های مختلف FR

مقایسه توزیع دمای محوری محاسبه شده و نتایج تجربی (شکل ۶) در دو نسبت دبی  $FR=85\%$  و  $FR=10\%$  نشان می دهد در ابتدای کوره ( $x=50\text{ cm}$ ) نتایج تطابق بسیار خوبی با هم دارند. ولی، در ادامه، به دلیل پیچیدگی فرایند احتراق و عدم اختلاط کامل سوخت و هوا، و همچنین، شکل مخروطی شعله در حالت  $FR=10\%$  (شکل ۴)، علی رغم اینکه توزیع دما داخل کوره روند کیفی خوبی داشته، ولی، از نظر مقدار اختلاف قابل توجهی با هم دارند. عدم دقت کافی دمای اندازه گیری شده توسط دماسنج ها (به دلیل صرف نظر کردن اثرات تابشی پروب دماسنج) و عدم محاسبه دقیق اتلافات بدنه کوره در حل عددی سبب شده در  $FR=85\%$  حل عددی مقادیر بیشتری پیش بینی کند.

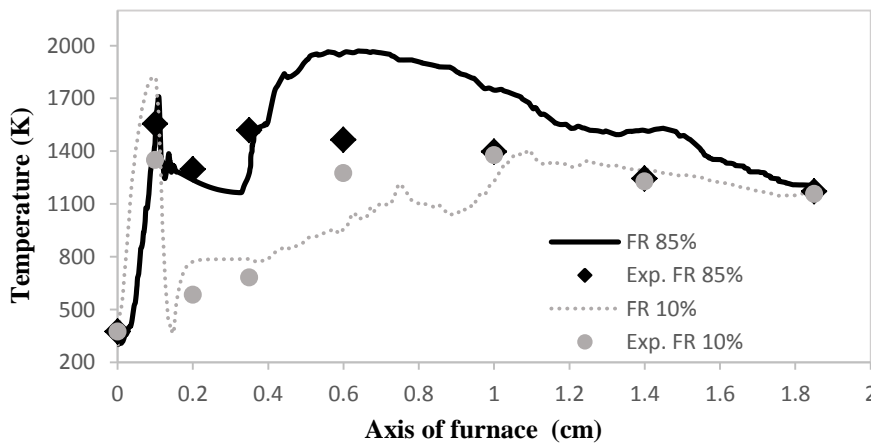


Figure 6- Comparison between measured and simulated axial temperature of furnace for different FR  
 شکل ۶ - مقایسه توزیع محوری دمای محاسبه شده از حل عددی و نتایج تجربی در طول کوره برای دو نسبت مختلف FR

در شکل ۷، اثر تغییر نسبت FR بر میزان انتشار آلاینده CO در خروجی محفظه احتراق نشان داده شده است. همان طور که مشاهده می شود، در نسبت دبی سوخت  $FR<50\%$ ، به دلیل احتراق بسیار غنی از سوخت در محفظه پیش احتراق، میزان تولید CO بسیار زیاد بوده و حتی در محفظه کوره نیز به طور کامل سوزانده نشده و به بیرون انتشار یافته است. به دلیل مقادیر بالای انتشار CO، که خارج از حد استاندارد ( $>200\text{ PPM}$ ) است (ناحیه خط چین)، شرایط کار مشعل در  $FR<50\%$  مطلوب نیست. ولی، با افزایش نسبت سوخت اولیه به ثانویه تا بیش از ۵۰ درصد ( $FR>50\%$ )، میزان انتشار CO به سرعت کاهش یافته،

به طوری که در نسبت سوخت  $FR = 85\%$  به مقدار  $19 \text{ ppm}$  می‌رسد. همچنین، توزیع دما داخل کوره در شکل ۴ نیز نشان می‌دهد که در مقادیر  $FR < 50\%$  دمای شعله نیز مقادیر کمتری نسبت به مقادیر دما در  $FR > 50\%$  دارد، که ناشی از اتلافات حرارتی ناشی از خروج CO نسوخته از کوره است.

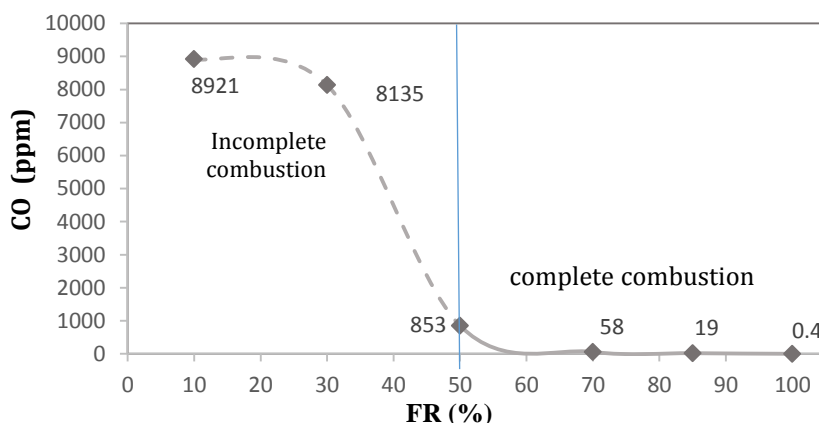


Figure 7- CO emission for various F1/Ftotal

شکل ۷- میزان انتشار آلاینده CO محاسبه شده در خروجی کوره برای نسبت‌های مختلف FR

با توجه به اینکه هدف از گرمایش مستقیم سوخت در مشعل بالا، افزایش نرخ تشکیل ذرات کربنی (به‌ویژه Cs) و در نتیجه افزایش تابش درخشانی شعله است، در شکل ۸، اثر نسبت FR به میزان غلظت ذرات کربن جامد مقیاس شده (مطابق معادله ۱۶) داخل شعله نشان داده شده است. چون حجم گازهای ورودی به محفظه پیش‌احتراق در نسبت‌های مختلف FR متفاوت است، برای مقایسه مقادیر Cs، به‌جای کسر جرمی، از مقدار مقیاس گرفته شده  $Cs'$ ، مطابق رابطه زیر، استفاده شده است:

$$\text{Scaled } Cs (\%) = 100 \cdot X_{Cs} \cdot FR \quad (16)$$

$X_{Cs}$ : کسر جرمی کربن تولید شده در محفظه پیش‌احتراق

FR: نسبت جرمی سوخت اولیه F1 به کل سوخت ورودی ( $F_{total}=0.002345$ )

نتایج نشان می‌دهد که با افزایش دبی سوخت اولیه F1 و کاهش سوخت خوراک F2 میزان دوده محاسبه شده افزایش یافته است. در نسبت  $FR = 85\%$ ، به دلیل دمای بالای محفظه پیش‌احتراق و برخورد سوخت خوراک (F2) با جبهه داغ شعله (۱۷۰۰ کلوین مطابق شکل ۴) و گرمایش مستقیم آن، بیشترین مقدار تجزیه حرارتی رخ می‌دهد و Cs بیشترین مقدار را دارد. نتایج ابانادز و همکارانش [۲۵] نیز نشان داد، با افزایش دما، نرخ تجزیه گاز متان به شدت افزایش یافته، به طوری که (در صورت عدم حضور اکسیژن) در دمای ۱۶۰۰ کلوین سوخت گاز به طور کامل تجزیه می‌شود که با نتایج به دست آمده در این تحقیق تطابق کیفی خوبی دارد.

همان‌طور که در شکل ۸ دیده می‌شود، مقدار تولید کربن زنده در نسبت‌های مختلف FR متفاوت است، اما نکته حایز اهمیت این است که پس از تولید کربن زنده، این کربن مجدداً در فرایند احتراق داخل کوره محترق شده و در ابتدا CO تولید شده و سپس تبدیل به  $CO_2$  می‌شود. مقایسه نتایج شکل ۷ و ۸ نشان می‌دهد، با وجود افزایش تشکیل کربن جامد در مقادیر بالای FR، انتشار CO بسیار کم است.

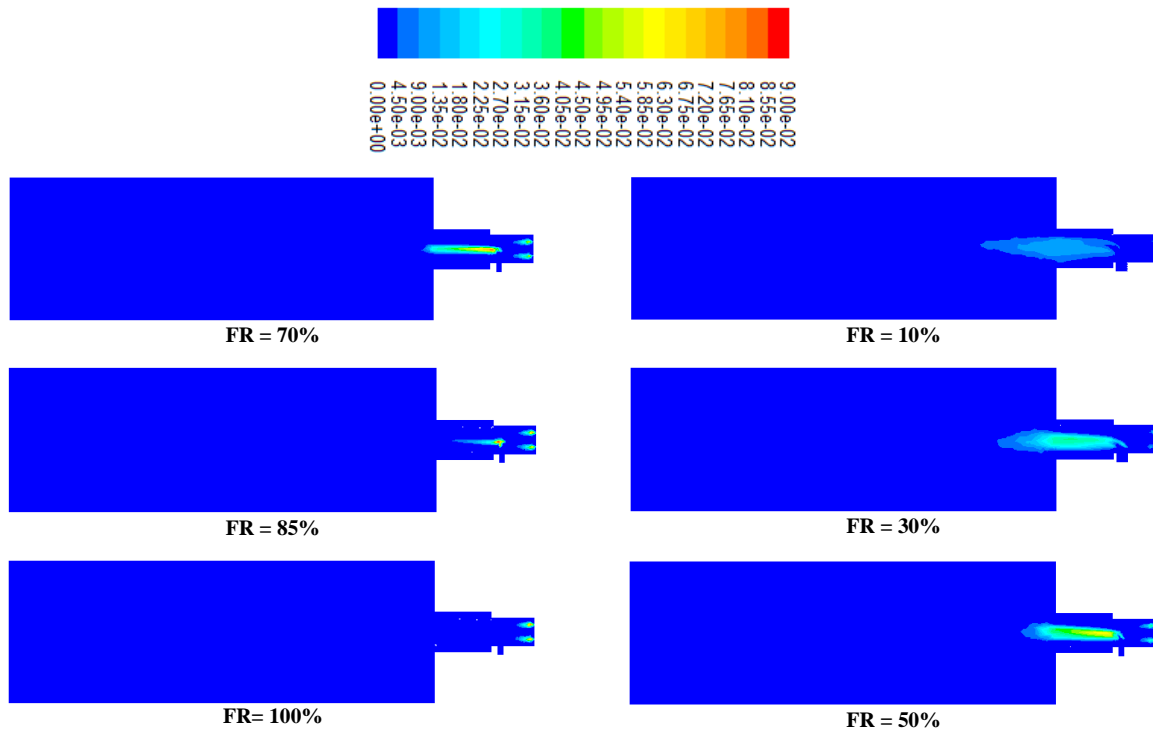


Figure 8- Comparison between calculated scaled Cs mass fractions (dimensionless) for different FR  
 شکل ۸ توزیع پیوسته کسر جرمی مقیاس شده C(s) در نسبت‌های مختلف FR

در شکل ۹، اثر تغییر نسبت FR به مقدار بیشینه کربن جامد تشکیل شده (محاسبه شده از معادله ۱۶) داخل کوره و دمای متوسط خروجی ( $T_{out}$ ) نشان داده شده است. مشاهده می‌شود که با افزایش نسبت FR مقدار تولید کربن جامد در فرایند احتراق افزایش می‌یابد، اما، در  $FR=100\%$ ، به دلیل عدم حضور سوخت خوراک، مقدار Cs ناشی از تجزیه آن صفر است.

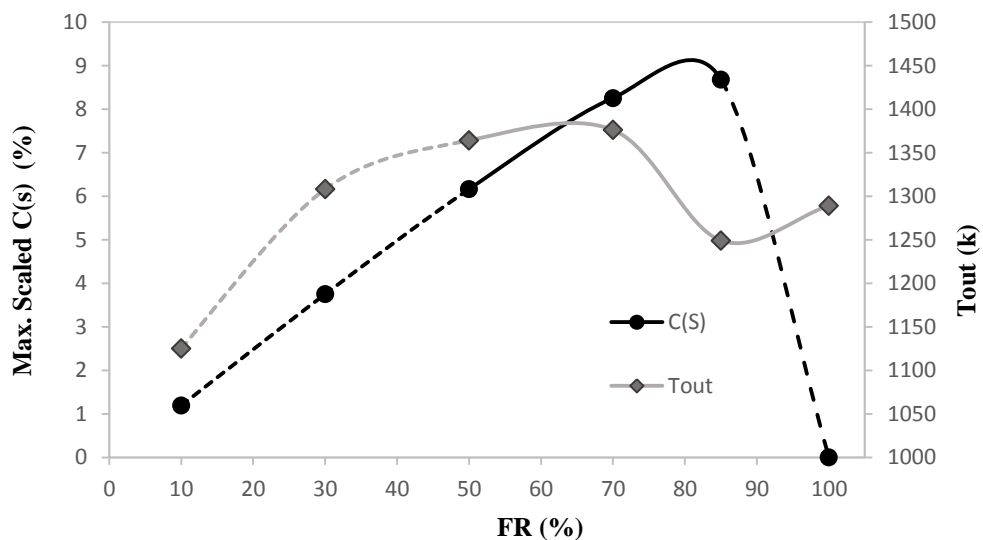


Figure 9- Variations of max scaled Cs and Tout(K) for different FR  
 شکل ۹ - تغییرات دمای خروجی و بیشینه درصد کسر جرمی کربن جامد مقیاس شده داخل کوره به‌ازای مقادیر مختلف FR

در مقادیر مختلف FR، متوسط دمای خروجی تحت تاثیر احتراق کامل افزایش و در اثر تجزیه گاز و افزایش تابش ناشی از آن کاهش می‌یابد. لذا، در مقادیر پایین  $FR < 50\%$ ، به دلیل احتراق ناقص و مقادیر بالای CO، دمای خروجی محفظه احتراق پایین است که با افزایش FR تا حدود ۷۰ درصد، به دلیل کامل تر شدن احتراق، دمای خروجی از کوره تا ۱۳۷۰ کلوین افزایش می‌یابد. سپس، با افزایش بیشتر FR تا ۸۵ درصد، به دلیل افزایش تجزیه حرارتی سوخت و تشکیل کربن جامد به میزان ۹ درصد دبی کل سوخت، تابش از شعله افزایش یافته و دمای محصولات احتراق در خروجی کوره کاهش می‌یابد. با توجه به تحلیل‌های انجام شده، می‌توان گفت کاهش دمای خروجی در  $FR = 85\%$  ناشی از افزایش تابش درخشانی شعله است.

در شکل ۱۰، اثر تغییرات تابش شعله بدون بعد شده نسبت به تابش در  $FR = 100\%$  ( $\eta_R$  در معادله ۱۷) و همچنین میزان بیشینه کربن جامد داخل کوره برای نسبت‌های مختلف سوخت (FR) نشان داده شده است. دیده می‌شود، با افزایش نسبت دبی سوخت FR از ۵۰ درصد تا ۸۵ درصد، به دلیل تولید دوده بیشتر و از طرف دیگر، افزایش حجم شعله (براساس توزیع پیوسته دما در شکل ۴)، میزان تابش شعله ( $\eta_R$ ) به میزان ۱۵ درصد افزایش می‌یابد. نتایج محققان [۱۲] نیز نشان می‌دهد که وجود ذرات کربن در شعله باعث افزایش تابش از شعله شده است.

$$\eta_R = \left( \frac{Radiation}{Radiation_{FR=100\%}} \right) * 100 \quad (17)$$

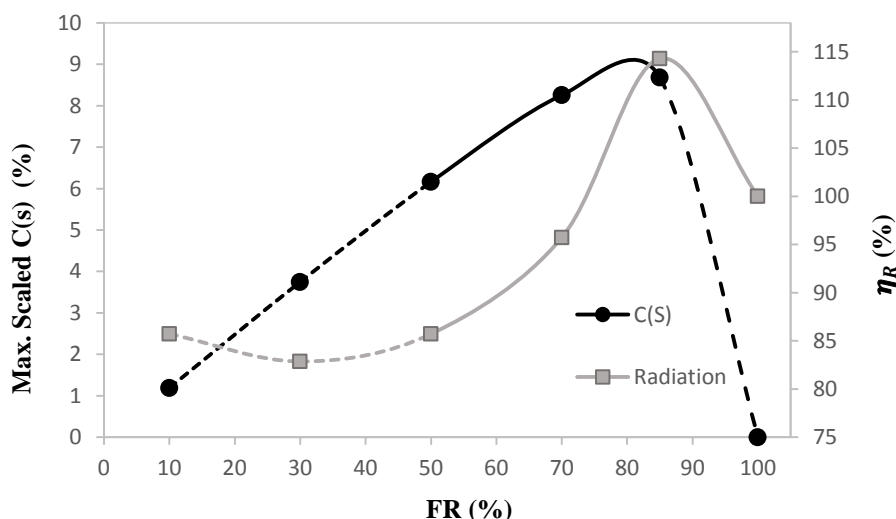


Figure 10- Variations of max scaled Cs and flame radiation ( $\eta_R$ ) for different value of FR

شکل ۱۰- تغییرات نسبت تابش محاسبه شده ( $\eta_R$ ) و بیشینه درصد کسر جرمی کربن جامد مقیاس شده داخل کوره به ازای مقادیر مختلف FR

به دلیل وابستگی شدید رفتار شعله به مقدار کربن جامد، در شکل ۱۱، تغییرات تابش بدون بعد شده ( $\eta_R$  در معادله ۱۷) و دمای خروجی کوره برحسب Cs نشان داده شده است. مشاهده می‌شود، با افزایش Cs، علی‌رغم ثابت بودن تابش، به دلیل کامل شدن احتراق، مقدار دمای متوسط در خروجی از کوره افزایش می‌یابد که در این فرایند رقابتی، بهبود احتراق بر تابش غلبه کرده است. اما، با کامل شدن فرایند احتراق، که خود باعث افزایش Cs نیز شده است (به دلیل افزایش نرخ تجزیه سوخت ناشی از افزایش دمای محصولات احتراق)، در رقابتی دیگر، مقدار تابش تا حدود ۱۵ درصد، نسبت به تابش شعله معمولی ( $FR = 100\%$ )، افزایش یافته که سبب کاهش دمای خروجی ( $T_{out}$ ) شده است.

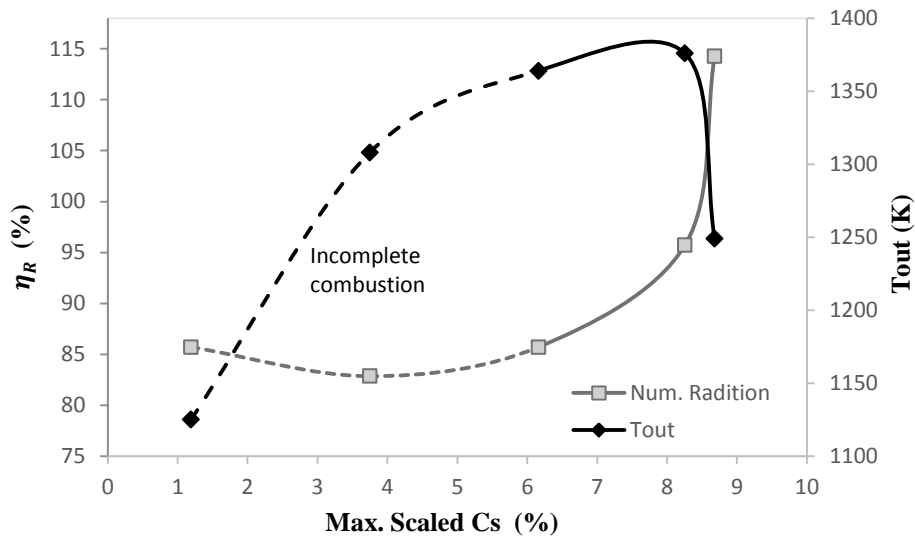


Figure 11- Variations of Tout and flame radiation( $\eta_R$ ) for different value of max scaled Cs

شکل ۱۱- تغییرات دمای خروجی کوره و نسبت تابش محاسبه شده ( $\eta_R$ ) برحسب مقادیر بیشینه کربن جامد مقیاس شده در کوره

در شکل ۱۲، تغییرات تابش از شعله به دیواره کوره و انتشار ناکس برای مقادیر مختلف FR نشان داده شده است. مشاهده می‌شود، با افزایش FR، به دلیل کامل شدن احتراق سوخت و کاهش CO، دمای شعله و در نتیجه انتشار آلاینده NOx افزایش می‌یابد. اما، با افزایش بیشتر FR، به دلیل افزایش نرخ تجزیه حرارتی و در نتیجه افزایش چشمگیر تابش شعله، دمای شعله (با وجود احتراق کامل تر) کاهش یافته و در نتیجه انتشار ناکس نیز کاهش می‌یابد.

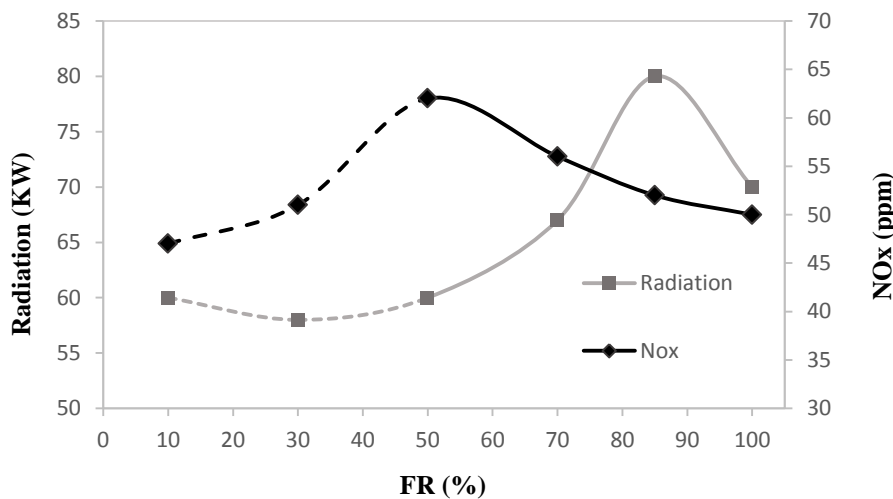


Figure 12- Variations of flame radiation and Nox emission for different value of FR

شکل ۱۲- تغییرات میزان انتشار NOx و تابش به ازای مقادیر مختلف FR

در شکل ۱۳، میزان انتشار ناکس بدون بعد شده نسبت به حالت ناکس  $FR=1$  با نتایج تجربی مقایسه شده است. همان‌طور که مشاهده می‌شود، هم نتایج عددی و هم تجربی تغییر رفتار ناکس با تغییر FR را در  $FR=0.5$  به خوبی پیش‌بینی کرده‌اند.

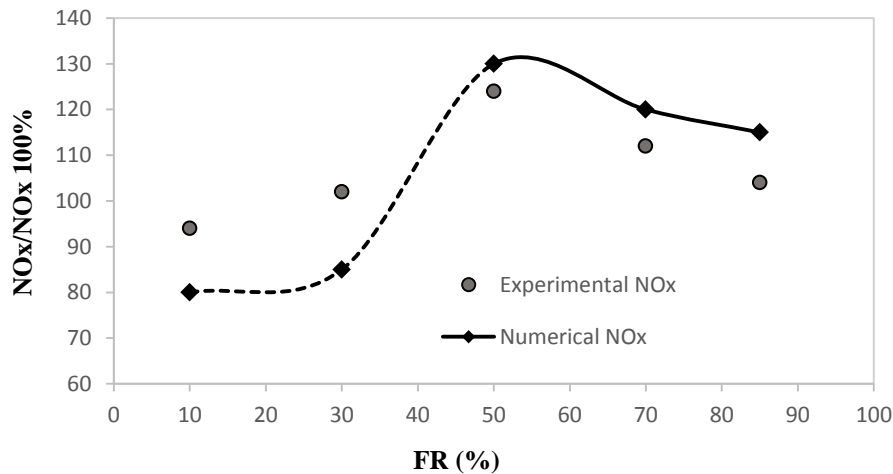


Figure 13- Comparison between numerical and experimental results for dimensionless NOx emissions for different value of FR  
 شکل ۱۳- مقایسه نتایج تجربی و عددی میزان انتشار  $NO_x/NO_x 100\%$  (بدون بعد) بر حسب مقادیر مختلف FR

### نتیجه گیری

در این مقاله، اثر گرمایش مستقیم سوخت گاز بر میزان تولید کربن و تاثیر آن بر شدت تابش درخشانی شعله و آلاینده‌های احتراقی بررسی شده است. نتایج نشان داد:

- ۱- تزریق سوخت خوراک ( $F_2$ ) داخل شعله باعث تجزیه حرارتی سوخت خوراک می‌شود.
- ۲- در نسبت‌های بالای سوخت خوراک نسبت به سوخت اولیه ( $FR < 50\%$ )، احتراق داخل محفظه پیش‌احتراق بسیار ناقص بوده و علی‌رغم تولید دوده ناشی از احتراق ناقص، به دلیل انتشار زیاد CO در خروجی کوره، احتراق بازده مناسبی ندارد.
- ۳- در  $FR > 50\%$ ، با توجه به کامل بودن احتراق و انتشار پایین CO، هرچه مقدار FR افزایش یابد، میزان تجزیه حرارتی سوخت خوراک بیشتر شده و در نتیجه غلظت کربن جامد داخل شعله افزایش می‌یابد.
- ۴- با افزایش کربن جامد، میزان تابش شعله افزایش یافته و در نتیجه دمای بیشینه شعله کاهش می‌یابد.
- ۵- کاهش دمای بیشینه شعله سبب کاهش انتشار NOx می‌شود.
- ۶- در نسبت  $FR = 85\%$ ، به علت تشکیل ذرات کربنی تا حدود ۹ درصد دبی کل سوخت و کمترین انتشار CO، تابش درخشانی در حدود ۱۵ درصد افزایش می‌یابد و به علت سرد شدن نقاط با دمای بیشینه، کمترین انتشار آلاینده NOx مشاهده می‌شود.

### منابع

1. N. A. Madloul, R. Saidur and N. Rahim, "Investigation of waste heat recovery in cement industry," *Case Study Int. Engineering and Technology*, 4, No. 5, 2012, pp.665-667.
2. S. Karellas, A.-D. Leontaritis, G. Panousis, E. Bellos, E. Kakaras, "Energetic and exergetic analysis of waste heat recovery systems in the cement industry," *Energy*, 58, 2013, pp. 147-156.
3. P. Darabi, *Mathematical Model for Cement Kilns*, Master of Science Thesis, University of British Columbia, 2006.
4. P. V. Barr, J. K. Brimacombe and A. P. Watkinson, "Heat-Transfer Model for the Rotary Kiln: Part II. Development of the Cross-Section Model," *Metallurgical Transactions B*, 20, 1989, pp. 403-419.
5. L. Xu, Y. Cheng, R. Yin and Q. Zhang, "Comparative study of regression modeling methods for online coal calorific value prediction from flame radiation features," *Fuel*, 142, 2015, pp. 164-172.

6. S. H. Pourhoseini and M. Moghiman, "An experimental study on the effect of synchronous combustion of gasoil on luminosity and radiative heat transfer of natural gas flame," *Modares Mechanical Engineering*, 14, No. 15, 2015, PP. 11-16. (In persian).
7. S. M. Javadi and M. Moghiman, "Experimental study of natural gas temperature effects on the flame luminosity and no emission in a 120 kw boiler," *International journal of spray and combustion dynamics*, 4, No. 2, 2012, pp. 175-184
8. L. Aisyaha, D. Rulianto and C. S. Wibowoa, "Analysis of the effect of preheating system to improve efficiency in lpg-fuelled small industrial burner, energy procedia," *Energy Procedia*, 65, 2015, pp. 180-185.
9. S. H. Poorhoseini and M. Moghiman, "Effect of pulverized anthracite coal particles injection on thermal and radiative characteristics of natural gas flame: An experimental study," *Fuel*, 140, No. 7, 2015, pp. 44-49.
10. M. A. Delichatsios and L. Orloff, "Effects of turbulence on flame radiation from diffusion flames," *Twenty-Second Symposium (International) on Combustion*, The Combustion Institute, 1988, pp. 1271-1279.
11. D. Sequera and A. Agrawal, "Emissions and acoustics measurements in a Low-Swirl Burner," *45th AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*, Reno, Nevada, 2007.
12. M. Jalilimehr, H. Behzadan, S. M. Javadi Mal Abad, M. Moghiman, and H. Niazmand. "Investigating the effects of natural gas preheating on soot formation, flame luminosity, and nox emissions: a combined experimental and numerical approach," *Heat Transfer Asian Research*, 46, No. 7, 2017, pp. 895-912
13. S. Abanades and G. Flamant, "Experimental study and modeling of a high-temperature solar chemical reactor for hydrogen production from methane cracking," *Hydrogen Energy*, 32, 2007, pp. 1508-1515.
14. A. Atreya, C. hang, H. K. Kim, T. Shamim, J. Suh, "The effect of changes in the flame structure on the formation and destruction of soot and NOx in radiating diffusion flames," *Symposium (International) on Combustion*, 26, No. 2, 1996, pp. 2181-2189.
15. H. P. Mungekar and A. Atreya, "Flame radiation and NO emission in partially premixed flames," *In Proceedings of the 2nd Joint Meeting of the US Sections of the Combustion Institute*, Oakland, CA, 2001.
16. P. B. Taylor, P. J. Foster, "Some gray weighting coefficients for CO<sub>2</sub>-H<sub>2</sub>O-Soot mixtures," *Heat Transfer*, 18, 1974, pp. 1331-1332.
17. Ansys Inc., Ansys Fluent Theory guide, Release 15, Accessed on 28 December 2015, <http://148.204.81.206/Ansys/readme.html>.
18. Z. Wen and S. Yun, "Modeling soot formation in turbulent kerosene/air jet diffusion flames," *Combustion and Flame*, 135, 2003, pp. 323-340.
19. J. Lim, J. Gore and R. Viskanta, "A study of the effects air preheat on the structure of methane/air counterflow diffusion flames," *Combustion and flame*, 121, 2000, pp. 262-274.
20. BS EN 676 2003, Automatic forced draught burners for gaseous fuels, European Standards 2003.
21. Testo Inc. Short Operation Instruction Manual (testo 350 M/XL): Rev.11/03 Instrument Software Version 1.30, Accessed on 10 July 2015; <http://www.testo.com>.
22. F. Nagamine, R. Shimokawa, Y. Miyake, M. Nakata and K. Fujisawa, "Calibration of Pyranometers for the photovoltaic device field," *Applied Physics*, 29, 1990, pp. 516-521.
23. Y. H. Lia, C. Y. Wub and Y. C. Chao, "Concept and combustion characteristics of the high-luminescence flame for thermophotovoltaic systems," *Proceedings of the Combustion Institute*, 33, 2011, pp. 3447-3454.
24. K. Bashirnezhad, M. Moghiman, I. Zahmatkesh, "Studies on Soot Formation and Combustion in Turbulent Spray Flames: Modeling and Experimental Measurement", *Iranian journal of chemistry & chemical engineering –international English edition*, 26, 2007, pp. 45-54.
25. A. Abánadesh, E. Ruiza, E. M. FerrueIoa and F. Hernández, "Experimental analysis of direct thermal methane cracking," *International Journal of Hydrogen Energy*, 36, 2011, pp. 12877-12886.



## English Abstract

# Investigating the effects of direct heating of natural gas on soot formation, flame temperature, luminosity and emissions: A combined experimental and numerical approach

Mohammad Jalilimehr<sup>1</sup>, Mohammad Moghiman<sup>2\*</sup> and Hamid Niazmand<sup>3</sup>

1- Department of Mechanical Engineering, Ferdowsi University of Mashhad, Mashhad, Iran, Jalilimehr@mail.um.ac.ir

2- Department of Mechanical Engineering, Ferdowsi University of Mashhad, Mashhad, Iran, Moghiman@um.ac.ir

3- Department of Mechanical Engineering, Ferdowsi University of Mashhad, Mashhad, Iran, Niazmand@um.ac.ir

\*Corresponding author

(Received: 2017.11.01, Received in revised form: 2018.02.20, Accepted: 2018.03.04)

In this paper, the effects of directly heating fuel (natural gas) in a gas-fired furnace equipped with a pre-combustor on soot production, luminosity, flame temperature and NO<sub>x</sub> emissions are investigated numerically and experimentally. Changing F<sub>1</sub> and F<sub>2</sub> (feeding) fuel rates, in constant total fuel flow rate, are conducted for various  $\frac{F_1}{F_{total}}$  ratios. A probability density function (PDF) which is parameterized by the mean and variance of mixture fraction was used to model the chemical reactions. To describe the effects of turbulences on soot formation, a Moss-Brooks model and a  $\beta$ -PDF in terms of normalized temperature is employed. The results reveal that for  $\frac{F_1}{F_{total}} < 50\%$ , the luminosity of flame increases due to the incomplete combustion of the feeding fuel ensuing soot production. This causes carbon monoxide (CO) emission to significantly increase. On the other hand, for  $\frac{F_1}{F_{total}} = 85\%$ , the maximum solid carbon mass fraction and the flame radiation increases by 9% and 15%, respectively. In addition, nitrogen oxides (NO<sub>x</sub>) emissions reduce to 52 ppm.

**Keywords:** Direct heating, pre-combustion, Soot, luminosity, Pollutant emissions.