



بررسی تأثیر اشباع اولیه نفت مخزن در عملکرد روش برداشت احتراق درجا با استفاده از شبیه‌سازی عددی

سیروس سرمستی¹، کیومرث مظاهری^{2*}

¹ - دانشجوی دکتری، مهندسی مکانیک، دانشگاه تربیت مدرس، تهران

² - استاد، مهندسی مکانیک، دانشگاه تربیت مدرس، تهران

* تهران، صندوق پستی 14115-111، kiumars@modares.ac.ir

چکیده

روش احتراق درجا یکی از روش‌های گرمایی برداشت نفت سنگین است که در آن گرمای لازم برای جابجایی نفت خام، با سوزاندن کسری از نفت مخزن متخلخل تامین می‌شود. به دلیل حضور هم‌زمان پدیده‌های مختلف مانند احتراق، تغییر فاز و انبساط گرمایی سیالات مخزن، احتراق درجا یک روش برداشت بسیار پیچیده است. در مطالعه حاضر برای کسب شناخت بیشتر از این فرایند، تأثیر حجم نفت اولیه مخزن (که با متغیر اشباع نفت بیان می‌شود) بر عملکرد روش احتراق درجا با استفاده از شبیه‌سازی عددی یک بعدی در مقیاس میدانی بررسی شده است. جهت افزایش دقت مدل یک‌بعدی، مقدار اتلاف گرما از مخزن نفت به محیط پیرامون بالا و پایین آن توسط یک مدل شبه‌تحلیلی محاسبه شده است. نتایج نشان می‌دهند در صورت زیاد بودن اشباع نفت اولیه مخزن، نفت جابجا شده در روزهای ابتدایی فرایند در ناحیه مجاور به چاه برداشت انباشت خواهد شد. در نتیجه نفوذپذیری محیط متخلخل نسبت به فاز گاز به شدت کاهش می‌یابد. همچنین سرعت جبهه احتراقی کاهش و فشار در بالادست جبهه احتراقی افزایش خواهد یافت. کاهش سرعت جبهه موجب کاهش نرخ برداشت نفت می‌شود. علاوه بر این، در صورت عدم لحاظ کردن افزایش فشار مخزن در طراحی سیستم تزریق هوا، این افزایش منجر به کاهش نرخ تحویل هوا به سمت جبهه شده و ممکن است سبب خاموشی جبهه شود. همچنین نتایج نشان می‌دهند که عدم در نظر گرفتن اتلاف گرما از مخزن منجر به پیش‌بینی نادرست این پدیده خواهد شد.

اطلاعات مقاله

مقاله پژوهشی کامل
دریافت: 27 مرداد 1394
پذیرش: 31 شهریور 1394
ارائه در سایت: 06 آبان 1394

کلید واژگان:

احتراق درجا

برداشت نفت سنگین

اشباع نفت اولیه

اتلاف گرما

Investigating reservoir's initial oil saturation effect on in-situ combustion recovery method performance using numerical simulation

Sirus Sarmasti, Kiumars Mazaheri*

Department of Mechanical Engineering, Tarbiat Modares University, Tehran, Iran.

* P.O.B. 14115-111 Tehran, Iran, kiumars@modares.ac.ir

ARTICLE INFORMATION

Original Research Paper
Received 18 August 2015
Accepted 22 September 2015
Available Online 28 October 2015

Keywords:

In-situ combustion
Heavy oil recovery
In-place oil saturation
Heat loss

ABSTRACT

In-Situ Combustion (ISC) is one of the thermal heavy oil recovery methods in which the heat required to displace crude oil is generated by combustion of a small fraction of oil inside the porous reservoir. Therefore its practical use has been limited, despite the fact that in-situ combustion is potentially very advantageous over the other thermal methods. In the present work, aimed at acquiring a better understanding of ISC physics, the oil in place volume (expressing in terms of oil saturation) effects on performance of ISC is numerically investigated in 1D. In order to increase the model accuracy, a semi analytical model is used to account for heat loss to overburden and underburden. The numerical results show that in reservoirs with high initial oil saturation, the mobilized oil is deposited in the region near production well during the first days of ISC operation. Consequently, relative permeability of porous reservoir for gas phase considerably decreases. Moreover, combustion front propagation velocity reduces and the reservoir pressure significantly increases in the region upstream of the combustion front. As a result of the front velocity decrease, oil recovery rate decreases. Furthermore, if the pressure increase is not considered in designing the air injection system, the air injection rate will be decreased and can lead to front quenching. The results also show ignoring heat loss from the reservoir will lead to incorrect prediction of the mentioned process.

1- مقدمه

سنگین و نامتعارف در حال افزایش است. اصلی‌ترین مانع برداشت نفت‌های

سنگین لزجت بالای آنها می‌باشد. برای کاهش لزجت معمولاً از روش‌های

با کاهش ذخایر نفت سبک، اهمیت روش‌های برداشت نفت از مخازن نفت

Please cite this article using:

S. Sarmasti, K. Mazaheri, Investigating reservoir's initial oil saturation effect on in-situ combustion recovery method performance using numerical simulation, *Modares Mechanical Engineering*, Vol. 15, No. 11, pp. 191-202, 2015 (In Persian)

برای ارجاع به این مقاله از عبارت ذیل استفاده نمایید:

می‌شود. لذا در پایین دست ناحیه 2، یک ناحیه دما-بالا وجود دارد که غلظت اکسیژن در آن ناچیز است. گرمای این ناحیه به واسطه دو مکانیزم مختلف سبب تشکیل کک می‌شود. مکانیزم اول این است که در اثر گرمای گازها (مخصوصاً بخار آب)، اجزاء با نقطه جوشش پایین نفت تبخیر می‌شوند و اجزاء سبک باقی می‌مانند². مکانیزم دوم، شکست حرارتی³ نفت است که در آن واکنش‌های شیمیایی شکست حرارتی، سبب تفکیک هیدروکربنهای موجود در ناحیه 3 می‌شوند. در نتیجه این دو مکانیزم، در بخشی از ناحیه پایین دست جبهه کک به صورت رسوب در سطح سنگ مخزن تشکیل می‌شود. کک تشکیل شده، سوخت لازم برای تثبیت جبهه احتراقی را فراهم می‌کند.

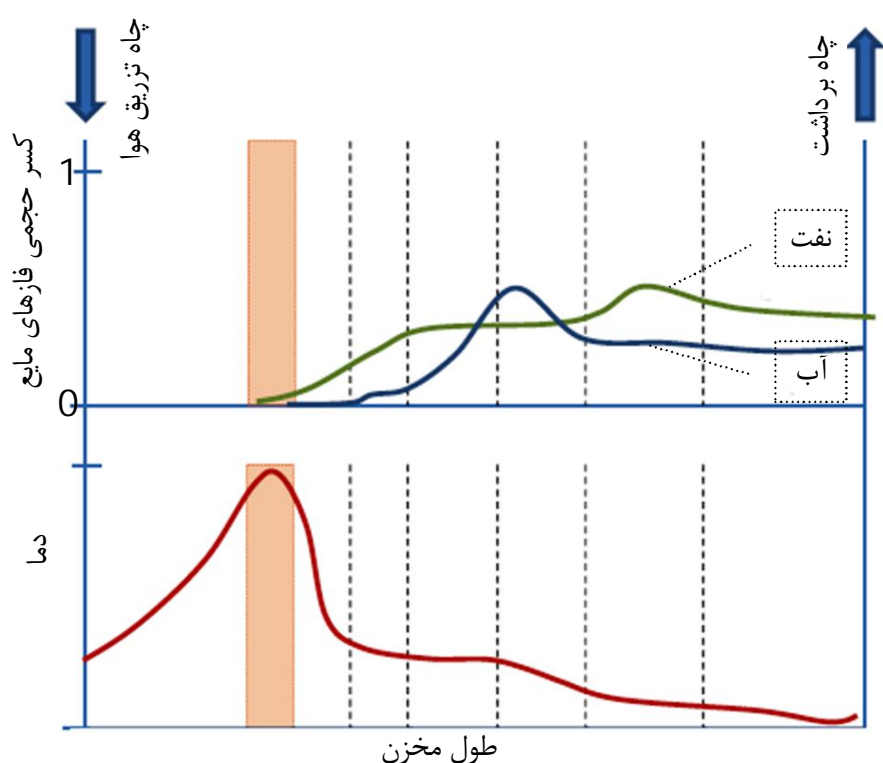
ناحیه 5: اجزاء سبک نفت که در ناحیه‌های 3 و 4 جدا شده‌اند در اثر فشار زیاد بالادست جبهه، به پایین دست منتقل شده و در ناحیه 5 با سیالات سرد مخزن مخلوط شده و دوباره مایع می‌شوند. مشخصه این ناحیه این است که غلظت هیدروکربن‌های سبک در نفت در این ناحیه بیشتر از غلظت آنها در نفت اولیه است.

ناحیه 6: مشخصه ناحیه 6 این است که بخار آب با از دست دادن گرما در ناحیه‌های بالادست در این ناحیه به حالت مایع درمی‌آید. در نتیجه توزیع دما بین ناحیه 5 و ناحیه 6 یک افت ناگهانی دارد.

ناحیه 7: بخش اصلی نفت جابجا شده در این ناحیه جمع می‌شود. هیدروکربن‌های سبک حاصل از شکست حرارتی چگالیده شده و در این ناحیه به نفت جابجا شده در اثر کاهش لزجت اضافه می‌شوند.

ناحیه 8: ناحیه دست نخورده مخزن است. نفت جابجا شده باید با طی این ناحیه به چاه برداشت برسد. اثرات گرمایی فرآیندهای بالادست به این ناحیه منتقل نمی‌شوند. گازهای احتراق بدلیل اینکه سبک‌تر از نفت هستند سریعتر از نفت جابجا شده و وارد این ناحیه می‌شوند. بخشی از دی‌اکسیدکربن ممکن است با نفت این ناحیه حل شده و سبب کاهش لزجت نفت شود.

پدیده احتراق در روش احتراق درجا فرایند بسیار آهسته‌ای است. جبهه احتراقی در روش احتراق درجا، یک برافروختگی بدون شعله (مشابه سوختن



شکل 1 طرحواره ناحیه‌های مختلف تشکیل شده در احتراق درجا

گرمایی استفاده می‌شود؛ یعنی لزجت نفت با گرم کردن مخزن کاهش داده می‌شود. "احتراق درجا"¹ یکی از این روش‌های گرمایی است. ایده اصلی در احتراق درجا، تزریق هوا به مخزن جهت سوزاندن کسر کوچکی از نفت در مخزن و تولید گرما می‌باشد. بدین ترتیب گرمای لازم "درجا" تولید می‌شود. این گرما سبب کاهش لزجت نفت شده و کسر نسوخته نفت در اثر ترکیبی از سازوکارهای مختلف (مانند کاهش لزجت، انبساط حرارتی سیال‌های مخزن، افزایش فشار مخزن در اثر تولید گاز و شکست حرارتی نفت) به سمت چاه برداشت رانده می‌شود. روش احتراق درجا مزیت‌های بالقوه زیادی نسبت به روش‌های گرمایی مرسوم مانند تزریق آب گرم و بخار دارد. عدم اتلاف گرما در چاه تزریق، ارزانی و در دسترس بودن هوا نسبت به آب، بازده برداشت بیشتر از جمله این مزیت‌ها می‌باشند [1]. با وجود این مزیت‌های بالقوه، به دلیل حضور احتراق در مخزن، پیش‌بینی رفتار این روش پیچیده‌تر از سایر روش‌های گرمایی است. این امر منجر به ناشناخته ماندن بسیاری از جنبه‌های روش احتراق درجا و محدود ماندن گستره کاربرد آن شده است.

در روش احتراق درجا، پدیده‌های مختلفی مانند تغییر فاز، پیرولیز، احتراق ترکیب پیچیده نفت و جریان سیال چندفازی مخزن در محیط متخلخل ناهمگن مخزن حضور دارند.

روش احتراق درجا، با تزریق هوا به مخزن از طریق چاه تزریق شروع می‌شود. پس از تزریق هوا به مدت چند روز تا چند هفته، اشتعال نفت در مجاورت چاه تزریق آغاز می‌شود. روش‌های مختلفی برای شروع اشتعال وجود دارد مانند استفاده از گرمکن‌های الکتریکی و تزریق هوای گرم در ابتدای فرایند جهت اشتعال خودبه‌خودی [1]. پس از شروع اشتعال، تجهیزات شروع غیرفعال شده ولی تزریق هوا به صورت پیوسته ادامه می‌یابد. تزریق پیوسته هوا سبب پیشروی جبهه احتراقی به سمت چاه‌های برداشت می‌شود. گرما و محصولات احتراق حاصل از این جبهه سبب رانش نفت به سمت چاه برداشت می‌شوند. این رانش ناشی از کاهش لزجت در اثر انتقال گرما به پایین دست جبهه، حفظ فشار مخزن در اثر تولید گازهای حاصل از احتراق، تبخیر و انبساط سیالات مخزن نیز می‌باشد [2]. مطابق طرحواره شکل 1، در اثر انتقال گرما، جرم و واکنش‌های شیمیایی ناحیه‌های مختلفی در بالادست و پایین دست جبهه احتراقی قابل تفکیک هستند. این نواحی از نظر رفتار شیمیایی، رفتار فازی و توزیع دما با یکدیگر متفاوت هستند.

ناحیه 1: ناحیه‌ای است که نفت آن قبلاً سوخته یا به پایین دست جابجا شده است. در این ناحیه فقط سنگ مخزن و هوای تزریق شده وجود دارد.

ناحیه 2: این ناحیه جبهه احتراقی را نشان می‌دهد. مشخصه این ناحیه وقوع دمای بیشینه در آن است. ضخامت جبهه احتراقی کم و حدود چند اینچ می‌باشد [2]. در این ناحیه اکسیژن با سوخت واکنش داده و محصولات احتراق شامل بخار آب و اکسیدهای کربن تولید می‌شوند. سوخت عبارت است از هیدروکربن‌های سنگین و پرکربنی که قبلاً در ناحیه 3 (در اثر تبخیر اجزاء سبک و همچنین شکست حرارتی نفت) از نفت جدا شده و به صورت رسوب در سطوح سنگ مخزن باقی مانده‌اند. این سوخت، کک نامیده می‌شود. فقط کسر کوچکی (حداکثر 10 درصد) از نفت مخزن می‌سوزد و این کسر بخش بسیار سنگین نفت است که ارزش اقتصادی کمی دارد [2].

ناحیه‌های 3 و 4: گرمای تولید شده در ناحیه 2 از طریق هدایت و جابجایی توسط گازهای داغ (مانند بخار آب) به پایین دست جبهه انتقال می‌یابد. در مدل ایده‌آل فرض می‌شود که همه اکسیژن در این ناحیه مصرف

2- Steam Distillation
3- Thermal Cracking

1- In-Situ Combustion

(مانند تزریق آب گرم) با این چالش روبرو نیستند. اورسن‌باخ و همکارانش [7] این پدیده را به "اثر بولدوزی"³ جبهه احتراقی نسبت داده‌اند. بر اساس مطالب مرجع مذکور، جبهه احتراقی در احتراق درجا مانند یک بولدوزر سیال‌های مخزن را جاروب می‌کند در حالیکه در روش‌های گرمایی دیگر چنین جبهه‌ای وجود ندارد و فقط بخشی از سیال‌های مخزن جابجا می‌شوند. دلیل این امر حضور مکانیزم‌های جابجایی متعدد در روش احتراق درجا می‌باشد. اثر جاروبی جبهه اگر باعث بروز پدیده انسداد حفره نشود سبب افزایش بازده برداشت شده و یکی از نقاط قوت روش احتراق درجا محسوب می‌شود. به عنوان مثال، در سال 1997 در یکی از مخازن نفت هند بازده برداشت با استفاده از احتراق درجا 39-45 درصد گزارش شده است، در حالیکه بازده برداشت از این مخزن با استفاده از روش‌های گرمایی مرسوم (قبل از اعمال روش احتراق درجا) 6-15 درصد بوده است [8]. همچنین پدیده انسداد حفره در صورتی که سبب خاموشی جبهه نشود، می‌تواند با کاهش ناهمگنی‌های ساختاری حفره‌های مخزن در پایین دست جبهه مانع از اعوجاج جبهه شده و به تثبیت آن کمک کند [9]. الکساندراف و همکارانش [5]، به صورت آزمایشگاهی به نقش کسر حجمی نفت اولیه موجود در مخزن در بازده روش احتراق درجا پرداختند. ایشان با بررسی نتایج آزمایش‌های انجام شده به این نتیجه رسیدند که نرخ تزریق هوا به مخزن باید متناسب با شرایط مخزن تغییر یابد تا از بروز پدیده انسداد حفره ممانعت شود. علیرغم اهمیت پدیده مذکور، تحقیق‌های تجربی انجام شده فیزیک مربوط به انسداد حفره را مورد مطالعه قرار نداده‌اند و این پدیده را از جنبه طراحی روش احتراق درجا و تعیین نرخ تزریق هوای مناسب بررسی نموده‌اند. با توجه به اینکه، در مدل‌های آزمایشگاهی موجود شرایط مخزن قابل بازسازی نیستند، تنها روش بررسی فیزیک این پدیده شبیه‌سازی عددی احتراق درجا در مقیاس میدانی می‌باشد. تنها تحقیق منتشر شده که به بررسی عددی پدیده‌ی انسداد حفره پرداخته است مرجع [10] می‌باشد. در مرجع مذکور با تغییر کسر حجمی نفت اولیه مخزن در یک مدل یک بعدی در مقیاس میدانی، نشان داده شده است که افزایش کسر حجمی نفت اولیه می‌تواند منجر به بروز پدیده انسداد حفره شود. اما در مدل مرجع [10] نقش اتلاف گرما به اطراف مخزن در نظر گرفته نشده است. چون اتلاف گرما می‌تواند در تقابل با یکی از اثرهای افزایش کسر حجمی نفت (یعنی تولید کک بیشتر و در نتیجه افزایش گرمای آزاد شده) باشد، در مطالعه حاضر نقش اتلاف گرما نیز به معادله انرژی اضافه شده است. به دلیل یک بعدی بودن مدل، جمله اتلاف گرما با استفاده از یک مدل شبه‌تحلیلی برآورد شده است. بنابراین در تحقیق حاضر جنبه‌های فیزیکی پدیده انسداد حفره با استفاده از یک شبیه‌سازی عددی یک‌بعدی در مقیاس میدانی و با در نظر گرفتن اتلاف گرما از مخزن به محیط اطرافش انجام شده است.

2- توصیف مدل

به دلیل حضور پدیده‌ها و مقیاس‌های مختلف در احتراق درجا و همچنین معلوم نبودن توزیع واقعی سنگ مخزن، شبیه‌سازی این فرایند در مقیاس حفره امکان‌پذیر و عملی نیست. بنابراین شبیه‌سازی این فرایند در مقیاس ماکروسکوپی انجام می‌شود. معادلات مقیاس ماکروسکوپی، رفتار متوسط جریان مقیاس حفره را بیان می‌کنند. در شبیه‌سازی احتراق درجا سیال به سه فاز نفت، آب و گاز تفکیک می‌شوند. در فاز نفت گونه (جزء)‌های مختلفی تفکیک می‌شوند تا رفتار واکنشی و فازی نفت با دقت قابل قبولی توصیف

سیگار) بوده و سرعت پیشروی جبهه از مرتبه سانتی‌متر بر روز می‌باشد. یکی از مشخصه‌های این نوع احتراق این است که ابتدا سوخت قابل احتراق در اثر پیرولیز تشکیل شده و سپس این سوخت با اکسیژن واکنش داده و محترق می‌شود [3]. بنابراین شکل‌گیری و تثبیت جبهه احتراقی مستلزم انجام متوازن واکنش‌های پیرولیز و اکسید است. واکنش‌های پیرولیز گرماگیر بوده و گرمای خود را از جبهه احتراقی تامین می‌کنند. در اثر واکنش‌های پیرولیز، اجزاء مختلف نفت از هم جدا می‌شوند. جزءهای سنگین‌تر به صورت رسوب در سطح سنگ مخزن باقی می‌مانند و با اکسیژن تزریق شده واکنش داده و گرما تولید می‌کنند. این واکنش‌ها لزوماً واکنش‌های احتراقی نیستند. در صورتی که دمای ناحیه واکنش به حد کافی بالا نباشد، واکنش‌های اکسید غیراحتراقی انجام خواهند شد. یعنی پیوندهای هیدروکربنی نمی‌شکنند و اکسیژن به مولکول سوخت اضافه می‌شود. چنین واکنش‌هایی به واکنش‌های دما-پایین¹ معروفند [3]. بنابراین علاوه بر انجام متوازن واکنش‌های پیرولیز و اکسید، فراهم بودن شرایط برای شکستن پیوندهای هیدروکربنی در واکنش‌های اکسید نیز از شرایط لازم برای موفقیت روش احتراق درجا می‌باشد.

موفقیت روش احتراق درجا به تثبیت و پایدار ماندن جبهه احتراقی در مخزن بستگی دارد. جبهه احتراقی پایدار، جبهه‌ای است که صاف و پیوسته باشد و فاصله بین چاه تزریق و چاه برداشت را جاروب کند. بنابراین شناختن عامل‌هایی که سبب اعوجاج شدید سطح جبهه و افت دمای آن شوند اهمیت فراوانی دارد. چرا که اگر این افت دما به حدی باشد که واکنش‌های احتراقی قابل انجام نباشند، جبهه خاموش شده و روش احتراق درجا با شکست مواجه می‌شود. از نظر عملی تنها عامل قابل کنترل برای جلوگیری از ناپایدار شدن جبهه، محل و شرایط تزریق هوا می‌باشد. بنابراین سوال مهم در طراحی روش احتراق درجا این است که تزریق هوا از کجا و تحت چه شرایطی انجام شود تا یک جبهه پایدار در مخزن نفت شکل بگیرد. مقدار و توزیع اولیه سیال‌های مخزن و تغییرات تخلخل و نفوذپذیری مخزن از مهم‌ترین عوامل تأثیرگذار در پایداری جبهه و بازده روش احتراق درجا هستند [4 و 5].

برای تثبیت جبهه احتراقی، نرخ اکسید کننده (هوای تزریق شده) و نرخ تشکیل سوخت باید متناسب باشد. یکی از مهم‌ترین عامل‌های تأثیرگذار در نرخ تشکیل سوخت، مقدار نفت اولیه موجود در مخزن است [5]. اگر مقدار نفت اولیه کم باشد، مقدار نفت در ناحیه 3 و 4 شکل 1 کم بوده و در نتیجه نرخ تشکیل کک نیز کم خواهد بود. این امر می‌تواند به کاهش دمای جبهه و خاموشی آن منجر شود. از طرف دیگر، اگر مقدار نفت اولیه مخزن زیاد باشد نرخ تشکیل کک زیاد خواهد بود. اما این امر لزوماً به تثبیت جبهه احتراقی کمک نمی‌کند، چرا که پدیده‌های پایین دست جبهه نیز تحت تأثیر مقدار نفت اولیه بوده و نرخ انتقال جرم و گرما از/ به جبهه را تحت تأثیر قرار می‌دهند. اولین بار مور و همکارانش [6] به نقش مقدار نفت اولیه در تثبیت جبهه و احتمال بروز پدیده‌ای بنام "انسداد حفره"² اشاره نموده‌اند. بنا به تعریف ایشان از این پدیده، در مخازن غنی از نفت (یعنی مخازنی که نسبت حجم نفت به حجم حفره بالایی دارند) ممکن است کسر حجمی فازهای مایع در ناحیه‌ای واقع در پایین دست جبهه به حدی زیاد می‌شود که مانع از جریان فاز گاز می‌شود. در نتیجه محصولات احتراق در بالادست جبهه گیر می‌افتند و سبب کاهش نرخ انتقال اکسیژن به جبهه می‌شوند [6]. پدیده انسداد حفره فقط در روش احتراق درجا رخ می‌دهد و سایر روش‌های گرمایی

1- Low Temperature Oxidation (LTO)

2- Pore Blocking

3- Bulldozing Effect

به ترتیب با نمادهای g, o, w و s نمایش داده شده‌اند. لازم به تأکید است که سنگ مخزن جزء فاز جامد نمی‌باشد. نسبت حجم حفره به حجم کل، تخلخل محیط متخلخل نامیده شده و با ϕ نمایش داده می‌شود. همچنین نسبت حجم سیال به حجم حفره با ϕ_f نمایش داده می‌شود. بقای جرم گونه i در سیستم مذکور به شکل معادله (1) می‌باشد [11]:

$$\frac{\partial \sum_{p=1}^{N_f} (\phi_f S_p \rho_p x_{p,i})}{\partial t} = -\nabla \cdot \left(\sum_{p=1}^{N_f} x_{p,i} \rho_p \vec{v}_p \right) + S_{r,i}^m + S_{w,i}^m$$

$$\partial C_c / \partial t = S_{r,i}^m$$

$$i = 1, N_c - 1$$

$$i = N_c$$

(1)

که S, ρ و v به ترتیب اشباع، چگالی مولی و سرعت فاز، $x_{p,i}$ کسر مولی گونه i در فاز p بوده و زیرنویس‌های ρ و r به ترتیب نشان دهنده فاز و واکنش هستند. جمله‌های $S_{r,i}^m$ و $S_{w,i}^m$ به ترتیب نرخ تغییر غلظت گونه‌ی i در اثر واکنش و در اثر تزریق یا برداشت از طریق چاه‌ها می‌باشند. روش محاسبه این دو جمله چشمه در بخش زیرمدل‌ها توضیح داده شده است. منظور از اشباع یک فاز، کسر حجمی فاز مذکور در فضای اشغال شده توسط سیال‌های مخزن می‌باشد. C_c غلظت کک می‌باشد. دلیل تفکیک معادله بقای جرم کک از سایر گونه‌ها این است که به دلیل عدم جابجایی فاز جامد و همچنین حضور فقط یک گونه در آن می‌توان معادله بقای آن را ساده‌تر از گونه‌های دیگر نوشت. سرعت فاز p (\vec{v}_p) با معادله داریسی توسعه یافته برای جریان چندفازی طبق رابطه (2) محاسبه می‌شود:

$$\vec{v}_p = -K \frac{k_{rp}}{\mu_p} (\nabla P_p + \gamma_p \nabla Z), p \in \{o, g, w\}$$

(2)

در معادله (2)، K نفوذپذیری مطلق محیط مخزن و k_{rp} نفوذپذیری نسبی فاز و μ, γ, Z به ترتیب فشار، لزجت، وزن مخصوص و عمق فاز در محیط مخزن می‌باشند. نفوذپذیری مطلق یک متغیر میکروسکوپی است که نقش ساختار میکروسکوپی محیط متخلخل مخزن را در جریان سیال تک‌فازی نشان می‌دهد. نفوذپذیری نسبی نقش حضور فازهایی به غیر از فاز موردنظر در جریان فاز موردنظر را نشان می‌دهد. مقادیر عددی نفوذپذیری‌های مطلق و نسبی از آزمایش تعیین می‌شوند. در مطالعه حاضر محیط مخزن همگن فرض شده و در نتیجه نفوذپذیری مطلق آن مقدار ثابتی است. مدل استفاده شده برای تعیین نفوذپذیری نسبی در بخش زیرمدل‌ها توضیح داده شده است. با توجه به اینکه کاهش لزجت در اثر تولید گرما در مخزن یکی از عوامل اصلی جابجایی سیالات مخزن می‌باشد، لذا تعیین وابستگی لزجت سیالات به دما اهمیت فراوانی دارد. مدل استفاده شده در مطالعه حاضر برای تعیین این وابستگی در بخش زیرمدل‌ها توضیح داده شده است.

معادله انرژی برای سیستم موردنظر به شکل معادله (3) نوشته می‌شود [11]:

$$\frac{\partial E_{tot}}{\partial t} = \nabla \cdot (K_c \nabla T) + \nabla \cdot \left(\sum_{p=1}^{N_f} \hat{H}_p \rho_p \vec{v}_p \right) + S_r^E + S_w^E - S_l^E$$

(3)

در معادله (3)، E_{tot} شامل انرژی داخلی فازهای سیال، جامد و سنگ مخزن می‌باشد. جمله‌های سمت راست معادله (3)، به ترتیب هدایت حرارت (قانون فوریه)، جابجایی حرارت، تولید حرارت در اثر واکنش، تزریق یا برداشت حرارت از طریق چاه‌ها و اتلاف حرارت به محیط محصور کننده

شود. فاز آب فقط شامل گونه آب است. در فاز گاز، گونه‌های اکسیژن و بخار آب از سایر گونه‌ها تفکیک می‌شوند. این تفکیک با توجه به نقش تعیین کننده اکسیژن در واکنش‌های شیمیایی و نقش پررنگ بخار آب در انتقال گرما انجام می‌شود. بنابراین فاز گاز از سه گونه اکسیژن، آب و گاز خنثی تشکیل می‌یابد. حتی در شبیه‌سازی احتراق درجا در مقیاس ماکروسکوپی نیز برای کاهش پیچیدگی مسأله از فرض‌های ساده کننده زیادی استفاده می‌شود. این فرض‌ها به شرح زیر می‌باشند:

1. جریان سیال‌ها در مخزن بسیار آهسته بوده و همه سیال‌ها نیوتنی می‌باشند. در نتیجه می‌توان حرکت سیال‌ها را با معادله داریسی بیان کرد. با توجه به اینکه لزجت نفت در اثر گرم شدن چند مرتبه کاهش می‌یابد [2]، نیوتنی بودن رفتار آن فرض دور از انتظاری نیست.
2. نفت ترکیب پیچیده‌ای است که از ده‌ها گونه (جزء) تشکیل یافته است. در نظر گرفتن همه این گونه‌ها عملی نیست و روش معمول تفکیک نفت به تعداد محدودی گونه مجازی¹ است. گونه‌های مختلفی که به شکل یک گونه مجازی طبقه‌بندی می‌شوند باید رفتار فازی و رفتار شیمیایی مشابهی داشته باشند. تعداد گونه‌های مجازی نیز باید به اندازه‌ای باشد که از یک طرف رفتار فازی و شیمیایی ترکیب نفت را با دقت قابل قبولی بیان کند و از طرف دیگر سبب تجاوز حجم محاسبات از توان محاسباتی کامپیوترها نشود [1].
3. دمای فازهای مختلف در هر نقطه میکروسکوپی یکسان فرض می‌شود. با توجه به اینکه در سطح فاز جامد واکنش گرم‌مازی احتراق کک انجام می‌شود، اعتبار این فرض در ناحیه جبهه احتراقی مورد تردید است. با اینحال، به دلیل فقدان اطلاعات لازم برای محاسبه نرخ انتقال حرارت بین فازی محاسبات مطالعه حاضر (مشابه با همه مدل‌هایی که تا بحال ارائه شده‌اند) با این فرض انجام شده‌اند.
4. انتقال جرم بین فازها با استفاده از فرض تعادل فازی محاسبه می‌شود. مشابه با فرض 3، دلیل استفاده از این فرض نیز فقدان اطلاعات لازم برای محاسبات دقیق‌تر می‌باشد.
5. مواد آلی موجود در سنگ مخزن و هیدروکربن‌های فاز گازی در واکنش‌ها شرکت نمی‌کنند.
6. نقش نفوذ جرم ناچیز است.
7. تشعشع، انرژی‌های پتانسیل و جنبشی و اتلاف لزج‌تی ناچیز است.

1-2- معادلات حاکم

معادلات بقای جرم گونه‌ها، معادله داریسی و معادله انرژی معادلات حاکم را تشکیل می‌دهند. معادلات حاکم برای سیستمی متشکل از N_c گونه، N_p فاز (شامل N_f فاز سیال و $N_p - N_f$ فاز جامد) و N_r واکنش شیمیایی نوشته شده‌اند. معمولاً بخش سیال از سه فاز گاز، نفت و آب تشکیل شده است. فاز گاز شامل همه گونه‌هایی است که در شرایط اولیه مخزن حالت گازی دارند، یا از چاه تزریق به صورت گازی تزریق می‌شوند، و یا در اثر واکنش‌های شیمیایی تولید می‌شوند. فازهای نفت و آب شامل حالت مایع گونه‌ها می‌باشند. فاز جامد به کک تشکیل شده اشاره دارد. در مطالعه حاضر، فازهای گاز، نفت، آب و جامد

1- Pseudo-Component

$$\sum_{i=1}^{N_c} x_{p,i} = 1, \quad p = 1, N_p - 1 \quad (12)$$

2-2- زیرمدل واکنشی

سینتیک احتراق نفت در محیط متخلخل مخزن بسیار پیچیده است. پیچیدگی ترکیب شیمیایی نفت یکی از عمده‌ترین دلایل این پیچیدگی است. نفت خام ترکیبی از صدها گونه با رفتارهای شیمیایی بسیار متنوع می‌باشد [3]. علاوه بر این، انجام واکنش‌ها در محیط متخلخل پیچیدگی این رفتار را افزایش می‌دهد. با وجود تحقیقات بسیار زیادی که در زمینه سینتیک واکنشی فرایند احتراق درجا انجام شده، بسیاری از جنبه‌های این پدیده مانند تأثیر جنس و شکل دانه‌های سنگ مخزن در واکنش‌ها هنوز ناشناخته است. با این حال، تحقیقات آزمایشگاهی انجام شده حضور سه نوع واکنش را تأیید کرده‌اند [3]: (1) واکنش‌های تشکیل سوخت، (2) احتراق سوخت و (3) اکسید دما-پایین نفت. نقش واکنش‌های تشکیل سوخت (یا واکنش‌های کرکینگ) این است که با شکست حرارتی نفت سبب تفکیک اجزای مختلف آن می‌شوند. در نتیجه اجزای سبک‌تر که فرار هستند از جبهه واکنشی دور می‌شوند ولی اجزای سنگین در سطح دانه‌های محیط متخلخل رسوب می‌کنند. مکانیزم تشکیل سوخت در اثر واکنش‌های کرکینگ توسط محققین مختلف مورد تحقیق قرار گرفته است. واکنش کرکینگ تفکیک هیدروکربن به یک هیدروکربن پرکربن (سوخت) و هیدروکربن‌های کم‌کربن در نظر گرفته می‌شود. نسبت مول هیدروژن به کربن در سوخت بین 1 و 2 در نظر گرفته می‌شود [3].

واکنش بین سوخت و اکسیژن یک واکنش ناهمگن² است [3]. گاز تزریق شده باید پس از طی ناحیه سوخته به جبهه برسد. در ناحیه سوزش چهار فرایند انتقال رخ می‌دهند: (1) اکسیژن از جریان گاز به سطح سوخت نفوذ می‌کند؛ (2) اکسیژن جذب شده و با سوخت واکنش داده؛ (3) سپس محصولات احتراق آزاد شده و (4) محصولات به جریان گاز انتقال می‌یابند. در صورتی که مرتبه زمان مشخصه یکی از این گام‌ها بیشتر از بقیه باشد، نرخ واکنش توسط گام مذکور کنترل خواهد شد. در مدل‌های منتشر شده در مراجع، نفوذ سریع‌تر از واکنش شیمیایی در نظر گرفته شده و در نتیجه سینتیک شیمیایی کنترل کننده نرخ واکنش می‌باشد.

در صورتی که اکسیژن به ناحیه پایین دست جبهه نفوذ کند، به دلیل دمای پایین ناحیه‌های مذکور امکان انجام واکنش احتراقی وجود نخواهد داشت و واکنش‌های بین نفت و اکسیژن غیراحتراقی خواهند بود. حضور اکسیژن در پایین دست جبهه می‌تواند ناشی از احتراق ناقص در جبهه و یا کانالیزه شدن سطح جبهه احتراقی باشد. برخی از محصولات چنین واکنش‌هایی، که واکنش‌های دما-پایین نامیده می‌شوند، عبارتند از: الکل‌ها، آلدئیدها، کتون‌ها و اسیدها [3]. یکی از نقش‌های شناخته شده این نوع واکنش‌ها این است که محصولات آنها سبب افزایش لزجت و چگالی نفت شده و در نتیجه بازده برداشت را کاهش می‌دهند [3]. با این حال، در مراجع [15,14] به نقش مثبت این نوع واکنش‌ها در تولید سوخت مخصوصا در آغاز فرایند اشاره شده است.

تحقیقات انجام شده اگر چه نقش متغیرهای مختلف را در عملکرد احتراق درجا به صورت کیفی بررسی نموده‌اند ولی در مدل‌های کمی موجود نقش بسیاری از این متغیرها در نظر گرفته نشده است. به استثنای چند مرجع معدود (از جمله مرجع [9])، در سایر مراجع نرخ واکنش‌های شیمیایی با رابطه معروف آرنیوس بیان شده است.

مخزن¹ را نشان می‌دهند. K_c ضریب هدایت کل، T دما و H آنتالپی مولی را نشان می‌دهند. با توجه به فرض 3، دمای همه فازها برابر با T می‌باشد. انرژی و ضریب هدایت کل به ترتیب زیر محاسبه می‌شوند:

$$E_{tot} = \sum_{p=1}^{N_f} \phi_f S_p \rho_p \hat{E}_p + \phi C_c \hat{E}_c + (1 - \phi) \bar{E}_{rock} \quad (4)$$

$$K_c = \sum_{p=1}^{N_f} \phi_f S_p K_{c,p} + (\phi - \phi_f) K_{c,c} + (1 - \phi) K_{c,r} \quad (5)$$

که E_c و \hat{E}_p به ترتیب انرژی داخلی مولی فاز p و فاز کک و \bar{E}_{rock} انرژی داخلی واحد حجم سنگ مخزن می‌باشند. همچنین $K_{c,p}$ ضریب هدایت فاز p ، $K_{c,c}$ ضریب هدایت کک و $K_{c,r}$ ضریب هدایت سنگ مخزن می‌باشند. جمله‌های وسط در سمت راست معادلات (4) و (5) مربوط به فاز جامد (کک) هستند. سنگ مخزن در معادله بقای جرم گونه ظاهر نمی‌شود ولی در معادله انرژی ظاهر می‌شود. رابطه بین ϕ و ϕ_f به شکل معادله (6) می‌باشد:

$$\phi_f = \phi \left(1 - \frac{C_c}{\rho_c} \right) \quad (6)$$

که C_c و ρ_c به ترتیب غلظت مولی و چگالی مولی کک می‌باشند. روش محاسبه سایر جملات معادله (3) در بخش زیرمدل‌ها توضیح داده شده است. نسبت توزیع یک گونه بین فازهای مختلف مطابق با فرض تعادل فازی محاسبه می‌شود. از نظر محاسباتی، برای اعمال فرض تعادل فازی دو روش وجود دارد. روش اول محاسبه فوگاسیته گونه‌ها در فازهای مختلف و برابر قرار دادن فوگاسیته‌های هر گونه در فازهای مختلف با یکدیگر است [12]. از آنجا که حل معادلات برابری فوگاسیته‌ها هزینه محاسباتی بالایی دارد در شبیه‌سازی مخزن روش ساده‌تری رواج دارد. در روش مذکور نسبت کسر مولی یک گونه در دو فاز $p1$ و $p2$ با استفاده از یک تابع تجربی به صورت (7) بیان می‌شود [11]:

$$K_{p1-p2,i}^* = \frac{x_{p1,i}}{x_{p2,i}} \quad (7)$$

که K^* تابعی از دما، فشار است. در مطالعه حاضر از معادله (7) برای اعمال فرض تعادل فازی استفاده شده است. فرض شده است فازهای آب و نفت تبادل جرم ندارند. بنابراین تعداد K^* های لازم برابر است با تعداد گونه‌های تشکیل دهنده فازهای نفت و آب.

در حالت کلی فشار فازها یکسان نیست. اختلاف فشار بین فازها با استفاده از روابط تجربی (8,9) تعیین می‌شود:

$$P_{cgo} = P_g - P_o \quad (8)$$

$$P_{cow} = P_o - P_w \quad (9)$$

که P_g ، P_o و P_w به ترتیب فشار فازهای گاز، نفت و آب می‌باشند. و P_{cgo} و P_{cow} نیز توابع تجربی هستند که در بخش زیرمدل‌ها تعریف شده‌اند.

تغییر چگالی فازها ناشی از تغییر دما و فشار مخزن در شبیه‌سازی مخزن اهمیت دارد [13]. چگالی مولی فازها تابع فشار، دما و ترکیب فازها می‌باشد:

$$\rho_p = \rho_p(P_p, T, x_{i,p}), \quad p \in \{o, g, w\} \quad (10)$$

شکل این تابع که معادله حالت فاز نامیده می‌شود در بخش زیرمدل‌ها تعریف شده است.

همچنین بین متغیرهای تعریف شده قیدهای جبری (11,12) نیز برقرارند:

$$\sum_{p=1}^{N_p} S_p = 1 \quad (11)$$

هزینه محاسباتی می‌شود، معمولاً از یک روش شبه‌تحلیلی استفاده می‌شود. در روش شبه‌تحلیلی مذکور که در مرجع [16] ارائه شده است هدایت در جهت عمود بر سطح مشترک، به عنوان مکانیزم غالب در انتقال گرما از مخزن به اطراف در نظر گرفته شده است. همچنین توزیع دما در محیط اطراف مخزن تابعی از زمان و فاصله از سطح مشترک فرض شده است (رابطه 19):

$$T - T_{ini} = (T_{res} - T_{ini} + pz + qz^2) \exp\left(-\frac{z}{d}\right) \quad (19)$$

که T ، T_{res} و T_{ini} به ترتیب دمای محیط اطراف، دمای سلول محاسباتی مجاور سطح مشترک و دمای اولیه مخزن می‌باشند. z فاصله عمودی از سطح مشترک بوده و p ، q و d با استفاده از قیدهای فیزیکی حاکم بر سیستم محاسبه می‌شوند. d طول نفوذ حرارت بوده و با معادله (20) محاسبه می‌شود.

$$d = \frac{\sqrt{\alpha t}}{2} \quad (20)$$

که α ضریب نفوذ حرارتی محیط اطراف مخزن می‌باشد. توابع p ، q نیز با استفاده از معادله‌های (21) تا (24) محاسبه می‌شوند:

$$p = \frac{\left[\frac{\alpha \Delta t}{d} + I^n - \frac{d^3(\theta^n)}{\alpha \Delta t}\right]}{3d^2 + \alpha \Delta t} \quad (21)$$

$$I^n = (\theta^n)d^n + p^n(d^n)^2 + 2q^n(d^n)^3 \quad (22)$$

$$q = \frac{[2pd - (\theta) + \frac{d^2(\theta^n)}{\alpha \Delta t}]}{(2d^2)} \quad (23)$$

$$\theta = T_{res} - T_{ini}, \quad \theta^n = T_{res} - T_{res}^n \quad (24)$$

که متغیرهای n بالانویس مربوط به گام زمانی قبل و متغیرهای بدون بالانویس مربوط به گام زمانی جاری می‌باشند. جزئیات مربوط به استخراج روابط (21) تا (24) در مرجع [16] ذکر شده است. نرخ اتلاف گرما از واحد حجم مخزن با استفاده از معادله (25) محاسبه می‌شود:

$$S_i^E = \frac{A_{HL}}{\Delta V} \cdot K_c \left(\frac{T_{res} - T_{ini}}{d} - p \right) \quad (25)$$

که A_{HL} سطح اتلاف گرما و ΔV حجم سلول محاسباتی می‌باشد. K_c ضریب هدایت کل در مخزن بوده و مطابق با معادله (5) محاسبه می‌شود.

2-5-5- زیرمدل خواص

در این قسمت روش محاسبه خواص سیالات مخزن و محیط متخلخل توضیح داده شده است.

2-5-1- نفوذپذیری نسبی فازها

نفوذپذیری نسبی یک متغیر تجربی است که به دو شکل جدول یا رابطه‌های ریاضی بیان می‌شود. بیشتر کارهای آزمایشگاهی برای تعیین نفوذپذیری نسبی، برای جریان‌های دوفازی انجام شده‌اند. در نتیجه مدل‌هایی که در شبیه‌سازی مخزن استفاده می‌شوند از تعمیم مدل‌های تجربی دوفازی به سه فازی حاصل شده‌اند. در مطالعه حاضر از مدل کوئتس² [17] برای محاسبه نفوذپذیری نسبی فازهای آب و گاز استفاده شده است (رابطه 26).

$$\begin{aligned} k_{r,w} &= k_{rwro} (\bar{S}_w)^{n_w} \\ k_{r,g} &= k_{rgro} (\bar{S}_g)^{n_g} \\ \bar{S}_w &= \frac{(S_w - S_{wc})}{(1 - S_{wc} - S_{orw})} \\ \bar{S}_g &= \frac{(S_g - S_{gc})}{(1 - S_{wc} - S_{org} - S_{gc})} \end{aligned} \quad (26)$$

جمله‌های چشمه واکنشی در معادلات (1) و (3) به شکل معادله (13)

محاسبه می‌شوند:

$$S_{r,i}^m = \sum_{r=1}^{N_r} S_{r,i} R_r, \quad S_r^E = \sum_{r=1}^{N_r} (-\Delta H)_r R_r \quad (13)$$

که $S_{r,i}$ ضریب استوکیومتری گونه i در واکنش r و ΔH گرمای واکنش می‌باشد. ضریب استوکیومتری واکنش‌دهنده‌ها منفی و محصولات مثبت در نظر گرفته می‌شود. نرخ واکنش‌ها مطابق با معادله (14) به دما، فشار جزئی اکسیژن و غلظت واکنش‌دهنده نسبت داده می‌شود [11]:

$$R_r = A_r \exp\left(-\frac{E_r}{RT}\right) (P_{O_2})^{n_r} \prod_{i=1}^{N_c} (C_{i,p})^{m_r} \quad (14)$$

که $C_{i,p}$ غلظت گونه واکنش‌دهنده (هیدروکربن) i در فاز j ، P_{O_2} فشار جزئی اکسیژن، E_r انرژی فعال‌سازی واکنش و m_r و n_r مرتبه واکنش نسبت به غلظت گونه و نسبت به فشار جزئی اکسیژن می‌باشند. با استفاده از رابطه (14)، واکنش‌های مختلف همگن، ناهمگن، اکسید و کرکینگ قابل تعریف هستند. بسته به اینکه گونه واکنش‌دهنده هیدروکربنی i در کدام یک از فازها حضور داشته باشد تعریف $C_{i,j}$ بر اساس معادله (15) تغییر می‌یابد:

$$C_{i,p} = \begin{cases} S_p \rho_p x_{i,p} & \text{if } p \in [o, w] \\ C_c & \text{if } p = s \end{cases} \quad (15)$$

2-3-3- زیرمدل چاه‌ها

چون شرایط جریان در چاه‌ها از جریان بسیار آرام سیالات در ناحیهی بین چاه‌ها متفاوت می‌باشد لذا چاه‌ها مدل نمی‌شوند و تزریق یا برداشت از آنها به صورت یک جمله چشمه نقطه‌ای در معادلات بقا در نظر گرفته می‌شود. این جمله چشمه فقط در بخش‌هایی از میدان حل که در مجاورت میدان حل قرار دارند غیرصفر بوده و با استفاده از معادله (16) محاسبه می‌شود [11]:

$$S_{w,i}^m = \sum_{p=1}^{N_f} x_{p,i} q_{p,w,prod} + \sum_{p=1}^{N_f} x_{p,i} q_{p,w,inj} \quad (16)$$

که q نرخ تزریق یا برداشت بر حسب مول بر واحد حجم بوده و زیرنویس‌های w_{prod} ، w_{inj} به ترتیب به چاه برداشت و چاه تزریق اشاره دارند. مقدار q در چاه برداشت با استفاده از معادله (17) محاسبه می‌شود:

$$q_{p,w,prod} = \alpha_w \cdot K \left(\frac{h}{V} \right)_{Jw} \left(\frac{\rho_p k_{r,p}}{\mu_p} \right)_{Jw} (P_w - P_{p,Jw}) \quad (17)$$

که α_w یک ضریب تجربی بنام اندیس برداشت¹، h و V ارتفاع سلول محاسباتی متناظر با چاه و P_w فشار برداشت می‌باشند. زیرنویس Jw نیز به سلول محاسباتی متناظر با چاه اشاره دارد. در چاه تزریق، مقدار q معمولاً ثابت و معلوم در نظر گرفته می‌شود. در رابطه (17) خواص فازها در شرایط چاه تزریق محاسبه می‌شوند. جمله چشمه چاه در معادله انرژی نیز با استفاده از معادله (18) محاسبه می‌شود:

$$S_w^E = \sum_{p=1}^{N_f} \hat{H}_p q_{p,w,prod} + \sum_{p=1}^{N_f} \hat{H}_p q_{p,w,inj} \quad (18)$$

که \hat{H}_p انتالپی مولی فاز p می‌باشد.

2-4-4- زیرمدل اتلاف حرارت

مخزن نفت یک محیط متخلخل است که بین لایه‌های نفوذناپذیر محصور شده است. برای محاسبه مقدار گرمایی که از طریق انتقال به لایه‌های مذکور هدر می‌رود، دو روش وجود دارد. روش اول این است که بخشی از این لایه‌ها نیز به میدان محاسباتی افزوده شود. به دلیل اینکه این روش سبب افزایش

2-5-4- انتالپی و انرژی داخلی فازها [11]

انتالپی فاز گاز به شکل زیر محاسبه می‌شود:

$$\hat{H}_g = \sum_{i=1}^{N_c} x_{g,i} \hat{H}_{g,i} + \hat{H}_{g,res} \quad (35)$$

که جمله دوم ناشی از رفتار غیرایده‌ال فاز گاز می‌باشد. جمله‌های معادله (35) به شکل رابطه‌های (36) و (37) محاسبه می‌شوند:

$$\hat{H}_{g,i} = \int_{T^o}^T \left(\sum_{c=0}^{N_c} \hat{C}p_{g,c,i} T^c \right) dT + \hat{H}_{g,i}^o \quad (36)$$

$$\hat{H}_{g,res} = R_H T \left[1 - Z + 1.5 \left(\frac{A}{B} \right) \ln \left(1 + \frac{B}{Z} \right) \right] \quad (37)$$

که T^o دمای مرجع می‌باشد. همچنین انتالپی فازهای مایع به شکل رابطه (38) محاسبه می‌شود:

$$\hat{H}_l = \sum_{i=1}^{N_c} x_{g,i} (\hat{H}_{g,i} + \hat{H}_{evp,i}) \quad (38)$$

که جمله انتالپی تبخیر به شکل رابطه (39) محاسبه می‌شود:

$$\hat{H}_{evp,i} = \begin{cases} H_{vr,i} (T_{c,i} - T)^{E_{vi}}, & \text{if } T < T_{c,i} \\ 0, & \text{if } T \geq T_{c,i} \end{cases} \quad (39)$$

انتالپی فاز جامد نیز با استفاده از رابطه (40) محاسبه می‌شود:

$$\hat{H}_s = \int_{T^o}^T \left(\sum_{c=0}^{N_c} \hat{C}p_{s,c,i} T^c \right) dT + \hat{H}_s^o \quad (40)$$

انرژی داخلی فازها با استفاده از رابطه (41) محاسبه می‌شود:

$$\hat{E}_p = \hat{H}_p - \frac{P}{\rho_p} \quad (41)$$

همچنین انرژی داخلی سنگ مخزن توسط معادله (42) محاسبه می‌شود:

$$\bar{E}_{rock} = E_{r,0} + E_{r,1}(T - T_{ini}) \quad (42)$$

که $E_{r,0}$ و $E_{r,1}$ ثابت‌های تجربی بوده و T_{ini} دمای اولیه سنگ مخزن می‌باشد.

2-5-5- فشار مویینگی

توابع مربوط به فشار مویینگی بر حسب اشباع فازها بیان می‌شوند [11]:

$$P_{cgo} = \check{p}c_{g,0} + \check{p}c_{g,1}S_g + \check{p}c_{g,2}S_g^3 \quad (43)$$

$$P_{cwo} = \check{p}c_{w,0} + \check{p}c_{w,1}(1 - S_w) + \check{p}c_{w,2}(1 - S_w)^3 \quad (44)$$

2-5-6- توابع تعادل فازی

تعادل فازی با استفاده از رابطه تجربی (45) اعمال می‌شود [11]:

$$K_{p1-p2,i}^* = \frac{x_{p,g}}{x_{p,l}} = \left(\frac{kv_{i,0}}{P} + kv_{i,1}P + kv_{i,2} \exp \left(\frac{kv_{i,3}}{T - kv_{i,4}} \right) \right) \quad (45)$$

که kv ها ثابت تجربی بوده و زیرنویس‌های g و l به ترتیب نشان دهنده فاز گاز و فاز مایع شامل گونه موردنظر هستند. همچنین i شامل همه گونه‌هایی است که در بیش از یک فاز می‌توانند حضور داشته باشند.

3- روش حل

معادلات حاکم از معادلات دیفرانسیل جزئی و معادلات جبری تشکیل شده‌اند. برای کاهش هزینه محاسباتی، معادلات به دو بخش اصلی و فرعی³ تقسیم می‌شوند. معادلات بقای جرم، معادله داری و معادله انرژی (یعنی معادلات (1) تا (3)) معادلات اصلی و بقیه معادلات، فرعی نامیده می‌شوند. متغیرها نیز مشابه با معادلات به دو دسته اصلی و فرعی تقسیم می‌شوند.

همچنین نفوذپذیری فاز نفت با مدل دوم استن¹ [18] طبق رابطه (27) محاسبه شده است:

$$k_{r,o} = k_{rocw} \left[\left(\frac{k_{row}}{k_{rocw}} + k_{r,w} \right) \cdot \left(\frac{k_{rog}}{k_{rocw}} + k_{r,g} \right) - k_{r,g} \right] \quad (27)$$

$$k_{row} = k_{rocw} (1 - \bar{S}_w)^{n_{ow}}$$

$$k_{rog} = k_{rocw} (1 - \bar{S}_g)^{n_{og}}$$

که $n_w, n_{og}, n_{ow}, n_g, S_{gc}, S_{wc}, S_{orw}, S_{org}, k_{rgro}, k_{rocw}, k_{rwro}$ ثابت‌های تجربی می‌باشند.

2-5-2- لزجت فازها

لزجت فاز گاز با رابطه (28) محاسبه می‌شود [11]:

$$\mu_g = \frac{\left(\sum_{i=1}^{N_c} x_{g,i} \sqrt{M_{g,i}} \mu_{g,i} \right)}{\left(\sum_{i=1}^{N_c} x_{g,i} \sqrt{M_{g,i}} \right)} \quad (28)$$

لزجت فازهای مایع نیز با رابطه (29) در نظر گرفته شده است [12]:

$$\ln(\mu_l) = \sum_{i=1}^{N_c} x_{l,i} \ln(\mu_{l,i}), \quad l = o, w \quad (29)$$

که وابستگی لزجت هر گونه به دما به شکل رابطه (30) می‌باشد:

$$\mu_{g,i} = \tilde{\mu}_{g,0,i} T^{\tilde{\mu}_{g,1,i}}, \quad \mu_{l,i} = \tilde{\mu}_{l,0,i} \exp \left(\frac{\tilde{\mu}_{l,1,i}}{T} \right) \quad (30)$$

که $\tilde{\mu}_{l,1,i}, \tilde{\mu}_{l,0,i}, \tilde{\mu}_{g,1,i}, \tilde{\mu}_{g,0,i}$ ثابت‌های تجربی می‌باشند.

2-5-3- چگالی مولی فازها

چگالی مولی فازها تابع دما و فشار در نظر گرفته شده است. چگالی مولی فاز گاز با رابطه (31) محاسبه می‌شود:

$$\rho_g = \frac{P_g}{ZRT} \quad (31)$$

که R ثابت گازها و Z ضریب تراکم‌پذیری فاز گاز می‌باشد. ضریب تراکم‌پذیری فاز گاز با استفاده از معادله حالت ردلیچ-ونگ² محاسبه می‌شود [11].

$$Z^3 - Z^2 + (A - B - B^2)Z - AB = 0$$

$$A = 0.42747 \frac{P_g}{T^2} \sum_{i=1}^{N_c} \left(x_{g,i} \frac{T_{c,i}}{\sqrt{P_{c,i}}} \right)^2$$

$$B = 0.08664 \frac{P_g}{T} \sum_{i=1}^{N_c} \left(x_{g,i} \frac{T_{c,i}}{P_{c,i}} \right) \quad (32)$$

که T_c و P_c به ترتیب دما و فشار بحرانی گونه‌ها می‌باشند. بزرگترین ریشه واقعی به عنوان ضریب تراکم‌پذیری فاز گاز در نظر گرفته می‌شود [11]. برای محاسبه چگالی مولی فازهای مایع از رابطه (33) استفاده شده است:

$$\frac{1}{\rho_l} = \sum_{i=1}^{N_c} \frac{x_{l,i}}{\rho_{l,i}} \quad (33)$$

که در محاسبه چگالی مولی گونه‌های مایع، تراکم‌پذیری نسبت به تغییر دما و فشار به شکل رابطه (34) در نظر گرفته شده است [11]:

$$\rho_{l,i} = \frac{\rho_{l,i}^o}{\exp[ct_i(T - T_i^o) - cp_i(P - P_i^o)]} \quad (34)$$

که cp و ct ضریب‌های تجربی هستند.

1- Stone's second model
2- Redlich-Kwong

که TOL تیرانس در نظر گرفته شده برای همگرایی می‌باشد. در هر گام زمانی پس از حل معادلات (47) و محاسبه متغیرهای اصلی، متغیرهای فرعی با استفاده از معادلات جبری (7) تا (12) محاسبه می‌شوند. غیرخطی و کوپل بودن معادلات گام زمانی حل را محدود می‌کنند. گام زمانی مناسب توسط رابطه (51) تعیین می‌شود [20]:

$$\Delta t^{n+1} = \Delta t^n \min_{i,k} \left[\frac{(1 + \omega)}{(\delta_i / \eta_{i,k} + \omega)} \right] \quad (51)$$

که $\eta_{i,k}$ مقدار تغییر متغیر اصلی i در گام زمانی Δt^n ، δ_i مقدار مجاز تغییر متغیر مذکور طی یک گام زمانی و ω مقدار ثابتی بین صفر و یک می‌باشد. زیرنویس k نشان‌دهنده سلول‌های محاسباتی است. Δt_{max} بیشترین مقدار مجاز گام زمانی می‌باشد. پس از پایان محاسبات گام زمانی n ، مقدار تغییر متغیرهای اصلی نسبت به ابتدای گام زمانی برای همه سلول‌های شبکه حساب شده و با نام $\eta_{i,k}$ ذخیره می‌شود. مقدار δ_i برای دما، 10 کلون، برای فشار 100 کیلوپاسکال و برای اشباع فازها و کسر مولی گونه‌ها 0/1 در نظر گرفته شده است. اگر در یک گام زمانی، مقدار غیرفیزیکی برای هر یک از متغیرها حساب شود، گام زمانی نصف شده و محاسبات دوباره انجام می‌شوند.

4- مطالعه موردی تحقیق حاضر

به دلیل بزرگ بودن ابعاد مخزن، استفاده از سلول‌های محاسباتی با ابعادی از مرتبه ضخامت جبهه احتراقی عملاً امکان‌پذیر نیست. در عمل معمولاً با تغییر ضرایب مکانیزم سینتیکی، ضرایب جدیدی محاسبه می‌شوند که امکان بازسازی جنبه‌های تأثیرگذار جبهه از قبیل موقعیت و دمای بیشینه را در شبکه‌ای با سلول‌های بزرگ‌تر از ضخامت جبهه فراهم می‌کنند. این ضرایب جدید، ضرایب مقیاس‌افزایی شده² نامیده می‌شوند. در مطالعه حاضر مکانیزم‌های واکنشی مقیاس‌افزایی شده مرجع [19] به کار رفته است. در این مکانیزم نفت به دو جزء سبک (با خواص مشابه پروپان) و سنگین (با خواص مشابه دودکان) تقسیم شده است. واکنش‌های شیمیایی در جدول 1 نشان داده شده‌اند.

برای صحت‌سنجی کد، مساله یک‌بعدی مرجع [19] انتخاب شده است. ابعاد هندسی و شرایط اولیه مساله حل شده در مطالعه حاضر در جدول 2 نشان داده شده است. مبادله جرم و گرما فقط از طریق چاه‌ها انجام می‌شود. شرایط مرزی مذکور با صفر قرار دادن شارهای جابجایی در ضلع‌های مرزی شبکه محاسباتی اعمال شده‌اند. داده‌های مربوط به محاسبه خواص در مرجع [19] منتشر شده‌اند.

5- نتایج

5-1- صحت‌سنجی نتایج

توزیع دمای مخزن در روز سی‌ام به عنوان معیار بررسی استقلال نتایج حل از

جدول 1 مکانیزم واکنشی استفاده شده در مطالعه حاضر [19]

واکنش	A_r ×10 ⁵	E_r	ΔH_r
HO+18 O ₂ → 12 IG +13	1/45	77/46	2210
LO+5 O ₂ → 3 IG +4 W	1/45	77/45	8120
HO → 2 LO + 4.67 Coke + 1.33 IG	3/00	66/99	46/5
Coke + 1.25 O ₂ → IG + 0.5 W	1/45	54/43	523

(HO=C₁₂H₂₆, LO= C₃H₈, W=H₂O, IG=inert gas)^(*)
(واحد ضرایب واکنش: [A](kPa·day)⁻¹ و [E, H [kJ/gmol])^(**)

در هر گام زمانی، ابتدا با استفاده از مقادیر متغیرهای فرعی در ابتدای گام زمانی، معادلات اصلی حل شده و مقادیر جدید متغیرهای اصلی حساب می‌شوند. سپس با استفاده از مقادیر جدید متغیرهای اصلی، معادلات فرعی حل شده و مقادیر جدید متغیرهای فرعی محاسبه می‌شوند. کسر مولی گونه‌ها، اشباع فازها، دما و فشار فاز گاز متغیرهای اصلی هستند. بدین ترتیب از بین رفتن یا ظاهر شدن یک فاز جدید، به معنی کاهش یا افزایش تعداد مجهولات (اشباع فاز مذکور) دستگاه خواهد بود. برای جلوگیری از مشکلات عددی ناشی از تغییر تعداد مجهولات، اشباع هر فاز همیشه به اندازه بسیار کوچکی بزرگتر از صفر باقی می‌ماند. این روش اولین بار توسط کرکستن¹ پیشنهاد شده است [19].

معادلات اصلی به روش تفاضل محدود و کاملاً ضمنی گسسته‌سازی شده‌اند. قبل از گسسته‌سازی مقدار سرعت از معادله (2) در معادله‌های (1) و (3) جاگذاری شده است. مشتق‌های مکانی به صورت تفاضل مرکزی و مشتق زمانی به صورت مرتبه اول تقریب زده شده‌اند. به عنوان مثال، معادله گسسته بقای گونه اکسیژن در یک میدان حل یک بعدی به شکل معادله (46) می‌باشد.

$$\begin{aligned} \mathcal{R}_{x_{g,O_2}} &= \frac{(\mathcal{W}^{n+1} - \mathcal{W}^n)}{\Delta t} - (S_{r,O_2}^m)^{n+1} - (S_{w,O_2}^m)^{n+1} \\ &\quad - \frac{1}{\Delta x} \left[\left(\frac{\mathcal{J}_{i+\frac{1}{2}}(P_{g,i+1} - P_{g,i})}{\Delta x} \right) \right. \\ &\quad \left. - \left(\frac{\mathcal{J}_{i-\frac{1}{2}}(P_{g,i} - P_{g,i-1})}{\Delta x} \right) \right]^{n+1} = 0 \\ (\mathcal{J}_{i+\frac{1}{2}})^{n+1} &= \begin{cases} (\mathcal{J}_{i+\frac{1}{2}})^{n+1} & \text{if } P_{g,i+1} - P_{g,i} > 0 \\ (\mathcal{J}_i)^{n+1} & \text{if } P_{g,i+1} - P_{g,i} < 0 \end{cases} \\ \mathcal{W} &= \phi_f S_g \rho_g x_{g,O_2}, \quad \mathcal{J} = K \frac{x_{g,O_2} \rho_g k_{rg}}{\mu_g} \end{aligned} \quad (46)$$

دستگاه معادلات حاصل از گسسته‌سازی غیرخطی می‌باشد. این دستگاه معادلات به روش نیوتن خطی شده و حل می‌شود. دستگاه معادلات حاصل را می‌توان به شکل روابط (47) نمایش داد:

$$\begin{aligned} \vec{F}(\vec{X}) &= 0 \\ \vec{F} &= (F_1, F_2, \dots, F_{N_{cell}}) \\ \vec{X} &= (X_1, X_2, \dots, X_{N_{cell}}) \\ F_i &= (\mathcal{R}_{P_{g,i}}, \mathcal{R}_{S_{O_2,i}}, \mathcal{R}_{S_{w,i}}, \mathcal{R}_{T_i}, \mathcal{R}_{x_{1,i}}, \dots, \mathcal{R}_{x_{Nv,i}}) \\ X_i &= (P_{g,i}, S_{O_2,i}, S_{w,i}, T_i, x_{1,i}, \dots, x_{Nv,i}) \end{aligned} \quad (47)$$

که N_{cell} تعداد سلول‌های محاسباتی، Nv تعداد کسر مولی‌های موجود در متغیرهای اصلی و \mathcal{R} ها باقی‌مانده معادلات گسسته (مشابه با معادله (46)) می‌باشند. دستگاه معادلات (47)، به روش تکرار زیر حل می‌شود:

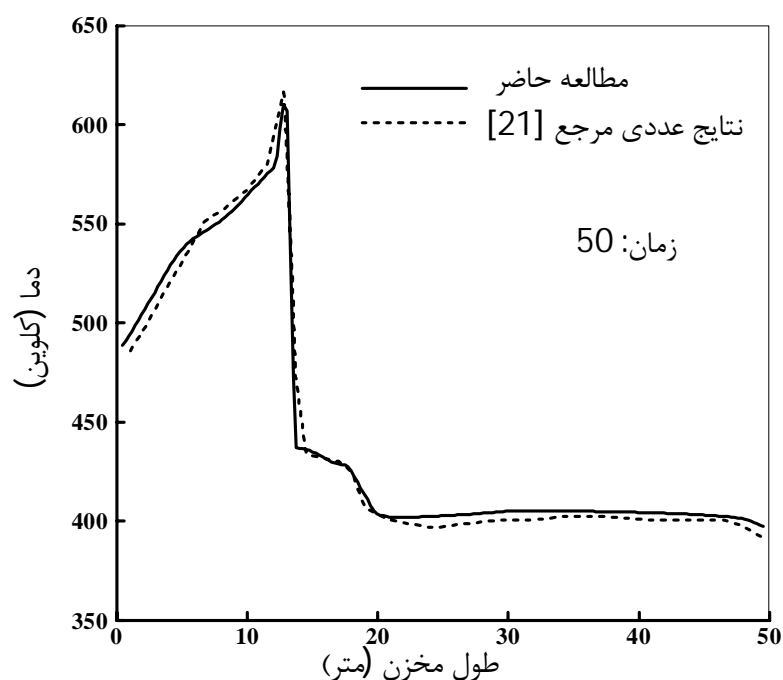
$$\vec{J}(\vec{X}^k) \delta^{k+1} = -\vec{F}(\vec{X}^k), \quad \vec{X}^{k+1} = \vec{X}^k + \delta^{k+1} \quad (48)$$

که k شمارنده تکرار و J ماتریس جاکوبین می‌باشد. در مطالعه حاضر، دستگاه معادلات خطی (48) با استفاده از روش LU حل می‌شود. همچنین مؤلفه‌های ماتریس J با مشتق‌گیری عددی محاسبه می‌شوند. مقدار تغییر متغیرها جهت محاسبه مشتق عددی با رابطه (49) محاسبه شده است:

$$\delta Var = \sqrt{\epsilon_m \max(10^{-5}, |Var|)} \quad (49)$$

که ϵ_m یک عدد بسیار کوچک و Var نشان دهنده متغیرهای اصلی است. شرط همگرایی محاسبات برقراری رابطه (50) می‌باشد.

$$\|\mathcal{R}_{Var}/Var\|_{\infty} < TOL \quad (50)$$

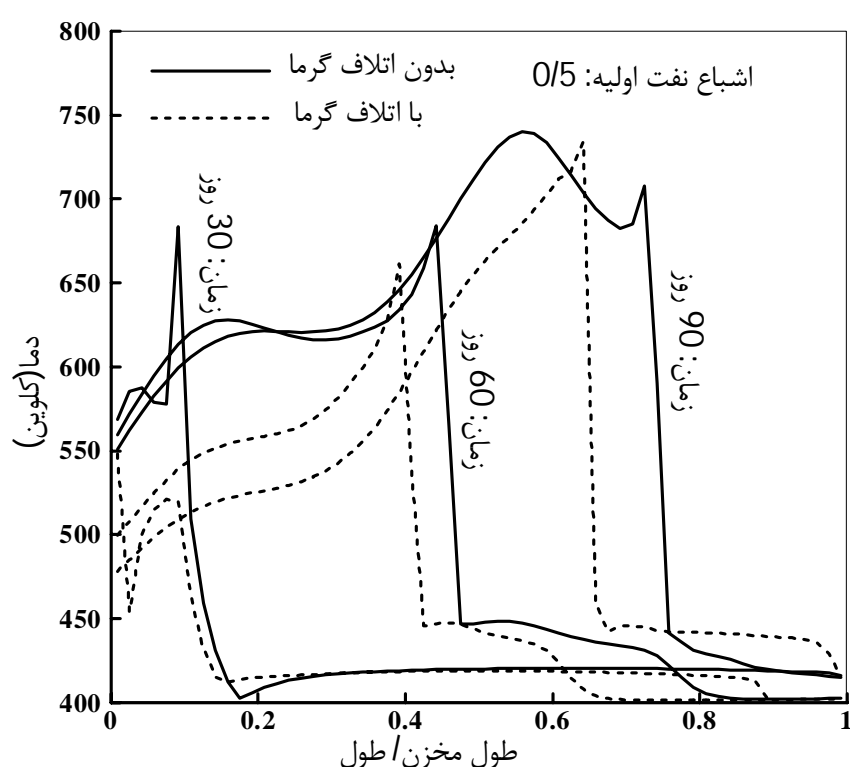


شکل 3 مقایسه نتایج مطالعه حاضر با نتایج عددی مرجع [21]. هر دو توزیع دما مستقل از شبکه محاسباتی هستند

شبکه محاسباتی انتخاب شده است. شکل 2 نشان می‌دهد که افزایش تعداد سلول‌های محاسباتی به بیش از 60 تأثیر قابل توجهی در توزیع دما ندارد. لذا برای استخراج نتایج مطالعه حاضر از شبکه 60 سلولی استفاده شده است. برای صحت‌سنجی نتایج، داده تجربی منتشر شده‌ای از احتراق درجا در مقیاس میدانی وجود ندارد. لذا نتایج مطالعه حاضر با نتایج منتشر شده از شبیه‌سازی عددی مرجع [21] برای مساله تعریف شده در جدول 2 مقایسه شده است. از بین نتایج منتشر شده در مرجع [21]، نتایج مستقل از شبکه برای مقایسه انتخاب شده است. این مقایسه در شکل 3 نشان داده شده است. بر اساس این شکل توزیع دمای محاسبه شده در مطالعه حاضر مطابقت خوبی با نتایج عددی مرجع [21] دارد.

2-5- بررسی نقش اتلاف گرما

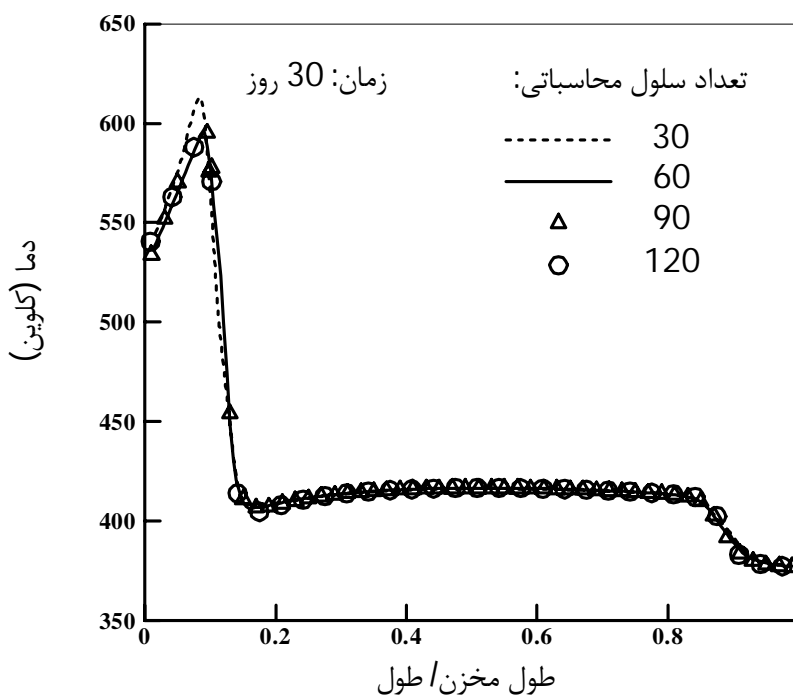
در شکل 4، توزیع دما در روزهای سی‌ام، شصتم و نودم با و بدون در نظر گرفتن اتلاف گرما نشان داده شده است. این شکل نشان می‌دهد که در نظر گرفتن اتلاف گرما تأثیر قابل توجهی در برآورد توزیع دما در بالادست جبهه دارد. این امر سبب پیش‌گرم شدن هوای ورودی به جبهه شده و در نتیجه در برآورد سرعت جبهه احتراقی نیز تأثیر می‌گذارد. در شکل 5، سرعت متوسط



شکل 4 نقش اتلاف گرما از مخزن به اطراف در توزیع دما

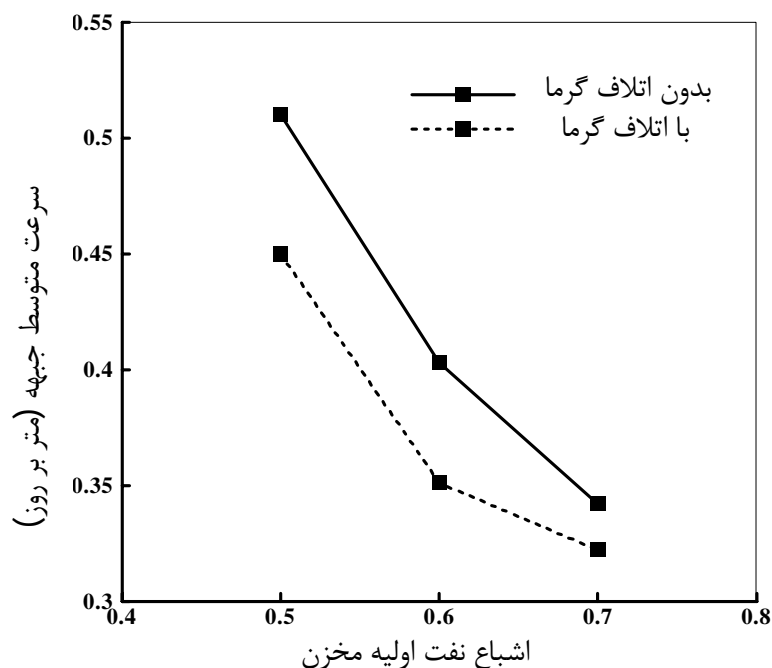
جدول 2 مشخصات و شرایط اولیه مساله حل شده در مطالعه حاضر [19]

کمیت	واحد	مقدار
ابعاد مخزن	m	50×35×6/5
نفوذپذیری مطلق	m ⁻²	4/1×10 ⁻¹²
تخلخل	-	0/38
اشباع اولیه نفت	-	0/5
اشباع اولیه آب	-	0/2
دمای اولیه مخزن	K	367
فشار اولیه مخزن	kPa	455
نرخ تزریق اکسیژن	gmol/day	1/36×10 ⁵
دمای سیال تزریق شده	K	367
فشار چاه برداشت	kPa	410
دمای محیط اطراف مخزن	K	367
ضریب هدایت سنگ مخزن	kJ/(day·m·K)	240
ضریب هدایت محیط اطراف مخزن	kJ/(day·m·K)	240

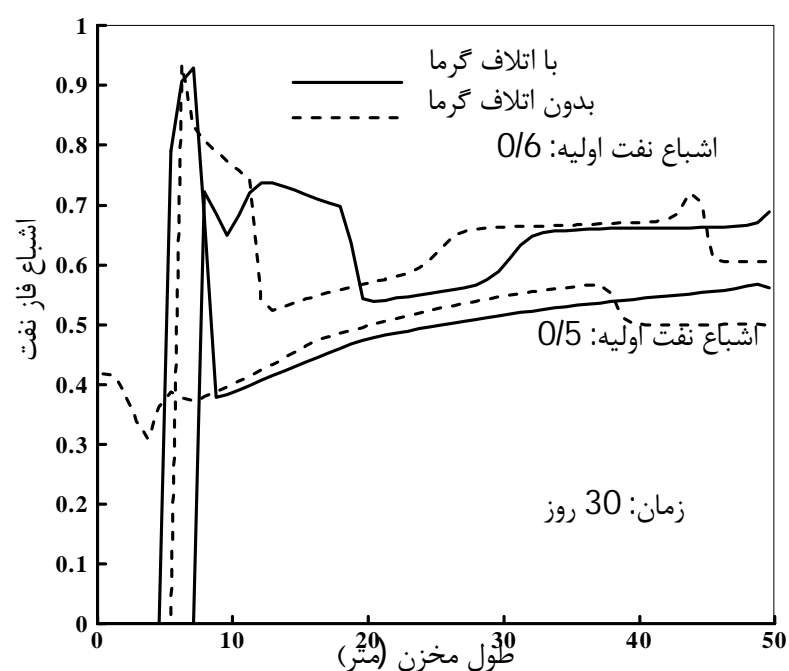


شکل 2 بررسی استقلال نتایج حل از تعداد سلول‌های شبکه. محور افقی، موقعیت طولی سلول تقسیم بر طول مخزن را نشان می‌دهد

عرض ناحیه کک برای هر سه اشباع اولیه تقریباً یکسان است. شکل 8 نشان می‌دهد که اشباع فاز نفت در سمت راست مخزن (یعنی اطراف چاه برداشت) برای دو حالت با اشباع نفت اولیه 0/6 و 0/7 بیشتر از اشباع اولیه مخزن می‌باشد. به عبارت دیگر نفت در نزدیکی چاه برداشت انباشت شده است. انباشت نفت در نزدیکی چاه برداشت، سبب پر شدن حفره‌ها و کاهش نفوذپذیری نسبی مخزن نسبت به فاز گاز شده است. در شکل 9 نفوذپذیری نسبی محیط مخزن نسبت به فازهای نفت و گاز در روز سی‌ام برای مخزن با اشباع نفت اولیه 0/6 نشان داده شده است. این شکل نشان می‌دهد که در بخش وسیعی از ناحیه پایین دست جبهه احتراقی، نفوذپذیری مخزن نسبت به فاز گاز نزدیک به صفر است. این پدیده انسداد حفره نامیده می‌شود. انسداد حفره سبب توقف انتقال جرم گاز از سمت جبهه به پایین دست جبهه می‌شود. این امر سبب کاهش شدید انتقال گرمای جبهه به پایین دست نیز می‌شود؛ چرا که انتقال بخار آب که نقش زیادی در جابجایی گرما دارد با محدودیت روبرو می‌شود. در شکل 10 توزیع کسر مولی بخار آب در مخزن در روز سی‌ام فرایند نشان داده شده است. با مقایسه شکل‌های 7 و 10 مشاهده می‌شود که توزیع غلظت کک و کسر مولی بخار آب رفتار مشابهی دارند. محدودیت ایجاد شده در برابر انتقال جرم فاز گاز، سبب عدم انتقال گرمای جبهه به پایین دست شده و در نتیجه ناحیه مساعد



شکل 5 تغییرات سرعت متوسط جبهه احتراقی با تغییر اشباع نفت اولیه مخزن

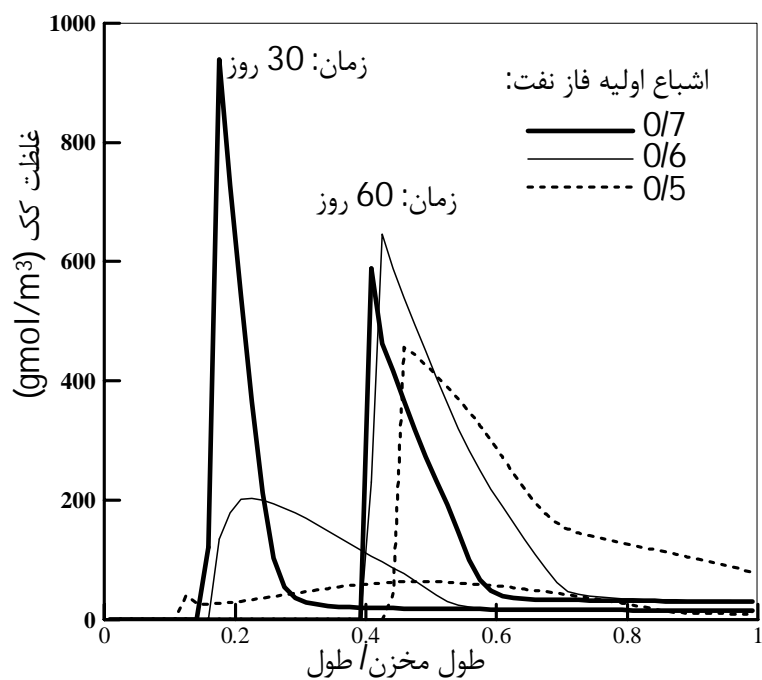


شکل 6 تأثیر اتلاف گرما از مخزن بر توزیع اشباع نفت در مخزن

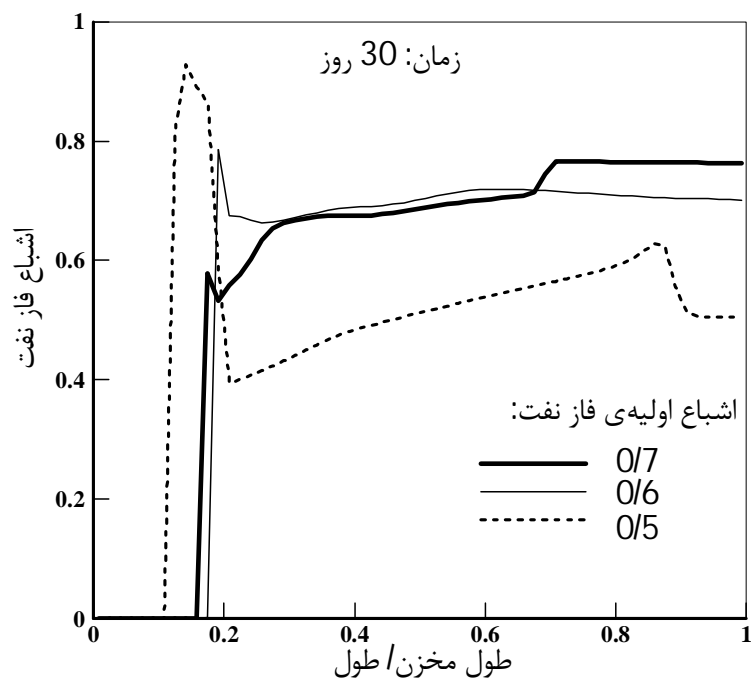
3-5- بررسی تأثیر اشباع اولیه فاز نفت

شکل 7 توزیع غلظت کک در مخزن نفت را در دو زمان مختلف و به ازای 3 مقدار مختلف اشباع اولیه نفت نشان می‌دهد. بررسی غلظت کک از این جهت اهمیت دارد که کک سوخت جبهه احتراقی می‌باشد و توزیع غلظت آن تأثیر مستقیم روی بازده روش احتراق درجا دارد. مطابق شکل 7، در زمان 30 روز پس از آغاز فرایند احتراق درجا هر چه اشباع اولیه نفت بیشتر بوده ناحیه تشکیل کک کوچکتر شده و غلظت کک در این ناحیه افزایش یافته است. کک در اثر دو مکانیزم پیرولیز نفت و تفکیک اجزای سبک و سنگین نفت از یکدیگر توسط بخار آب تشکیل می‌شود.

شرط لازم برای انجام هر دو مکانیزم، افزایش دمای نفت در پایین دست جبهه احتراقی می‌باشد. بنابراین از شکل 7 می‌توان نتیجه گرفت که هر چه اشباع اولیه نفت بیشتر بوده، طول ناحیه گرم شده در اثر انتقال گرمای جبهه به پایین دست آن کوچکتر شده است. علاوه بر این، بالا بودن غلظت کک در اشباع‌های بیشتر نشان می‌دهد که دمای ناحیه گرم شده در مخزن با اشباع نفت بیشتر بالاتر بوده است. به عبارت دیگر در مخزن با اشباع نفت بیشتر، پدیده‌ای رخ داده است که سبب محبوس شدن گرما در ناحیه کوچکتری در پایین دست جبهه و در نتیجه بالا رفتن دمای ناحیه مذکور شده است. دلیل رخ دادن این پدیده را می‌توان با شکل 8 توضیح داد. پس از گذشت 60 روز از آغاز فرایند، وابستگی غلظت کک به اشباع اولیه نفت کاهش یافته است و



شکل 7 تأثیر اشباع اولیه نفت بر توزیع غلظت کک در مخزن نفت



شکل 8 توزیع اشباع فاز نفت در مخزن در روز سی‌ام

با نرخ برداشت متوازن می‌شود. در نتیجه، انسداد حفره با گذشت زمان از بین می‌رود (روز 60 ام در شکل 7).

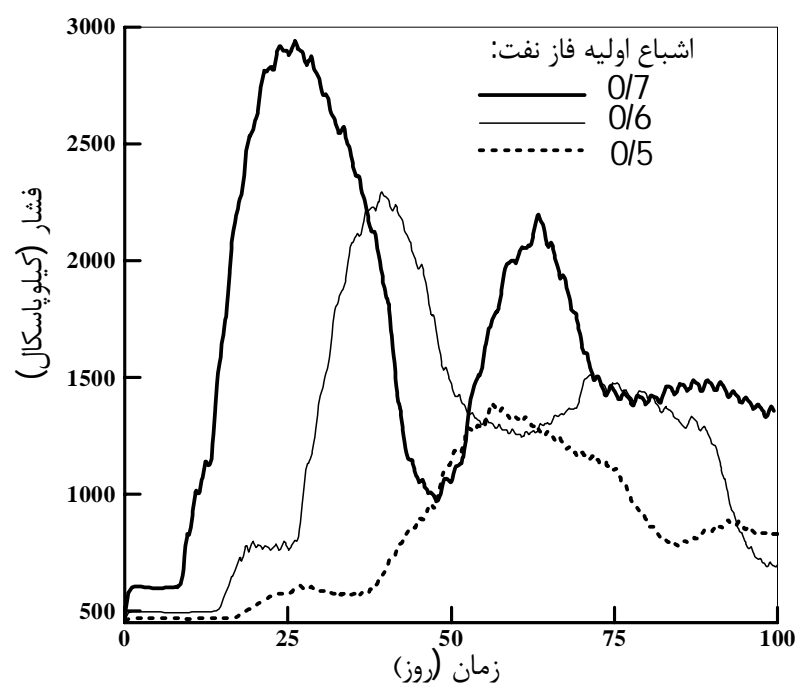
تأثیر اشباع اولیه نفت روی غلظت کک در مرجع [10] نیز نشان داده شده است. در مرجع مذکور با محاسبه تغییرات غلظت کک با زمان در یک نقطه مشخص از مخزن نشان داده شده است که افزایش اشباع اولیه نفت سبب افزایش غلظت کک می‌شود ولی به کاهش عرض ناحیه کک اشاره نشده است.

برای بررسی تأثیر انسداد حفره بر پدیده‌های بالادست جبهه، در شکل 11 تغییرات فشار فاز گاز در وسط مخزن با زمان رسم شده است. این شکل نشان می‌دهد که بروز پدیده انسداد حفره سبب افزایش شدید فشار مخزن می‌شود. دلیل این امر عدم امکان جابجایی فاز گاز به پایین دست جبهه می‌باشد. اگرچه در مطالعه موردی حاضر نرخ تزریق اکسیژن ثابت فرض شده، ولی در عمل این افزایش فشار نفت می‌تواند نرخ تزریق هوا را کاهش داده و سبب افت دما و حتی خاموشی جبهه شود.

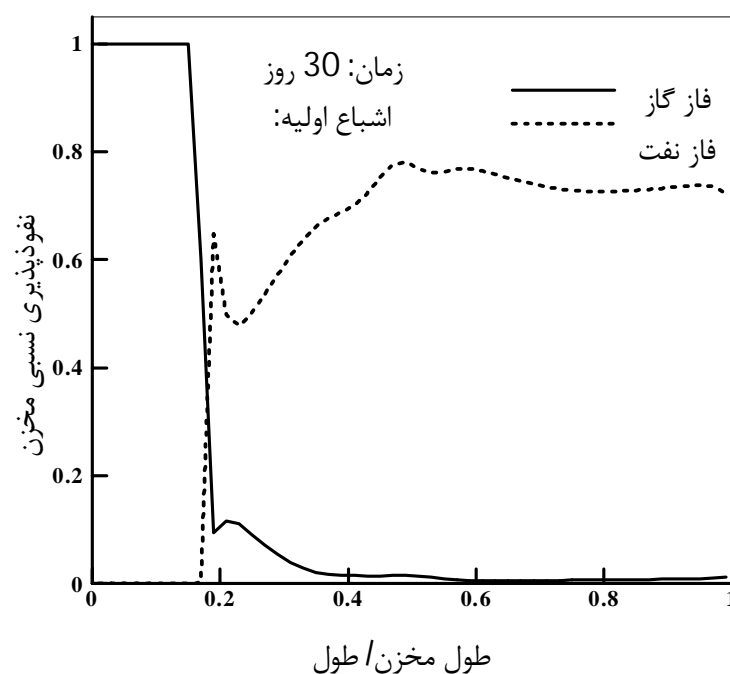
در شکل 12، درصد حجمی برداشت نفت از سه مخزن با اشباع نفت اولیه‌های متفاوت نشان داده شده است. منظور از درصد برداشت، حجم گونه‌های نفت برداشت شده از چاه برداشت به حجم نفت موجود در مخزن قبل از آغاز روش احتراق درجا می‌باشد. شکل 12 نشان می‌دهد که نرخ برداشت در ابتدای انجام روش با اشباع نفت اولیه مخزن نسبت مستقیم دارد. چرا که با افزایش اختلاف فشار بین مخزن و چاه (مطابق شکل 11)، نرخ برداشت زیاد می‌شود. با گذشت زمان، نرخ برداشت از مخزن با اشباع نفت اولیه 0/5 بیشتر از دو مخزن دیگر می‌باشد و برداشت از این مخزن حدود 10 روز زودتر از دو مخزن دیگر به اتمام می‌رسد. دلیل این امر بروز پدیده انسداد حفره است که با افزایش فشار و دمای مخزن، سبب تغییر رفتار فازی و خواص سیالات مخزن شده و سبب کاهش نرخ جابجایی سیالات مخزن می‌شود.

6- نتیجه‌گیری

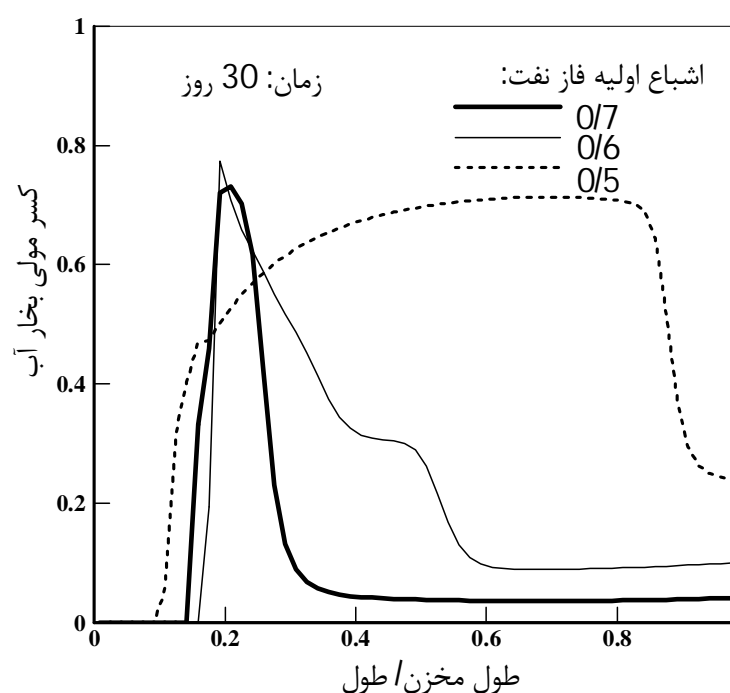
بررسی عددی مطالعه حاضر نشان می‌دهد در صورتی که اشباع نفت اولیه مخزن زیاد باشد احتمال بروز پدیده انسداد حفره وجود دارد. پدیده انسداد حفره، نتیجه عدم توازن در نرخ نفت جابجا شده و نرخ برداشت می‌باشد. در نتیجه انباشت فاز نفت در ناحیه مجاور چاه برداشت مانع از جابجایی فاز گاز



شکل 11 تغییرات فشار فاز گاز در وسط مخزن با زمان



شکل 9 توزیع نفوذپذیری نسبی مخزن در روز سی‌ام



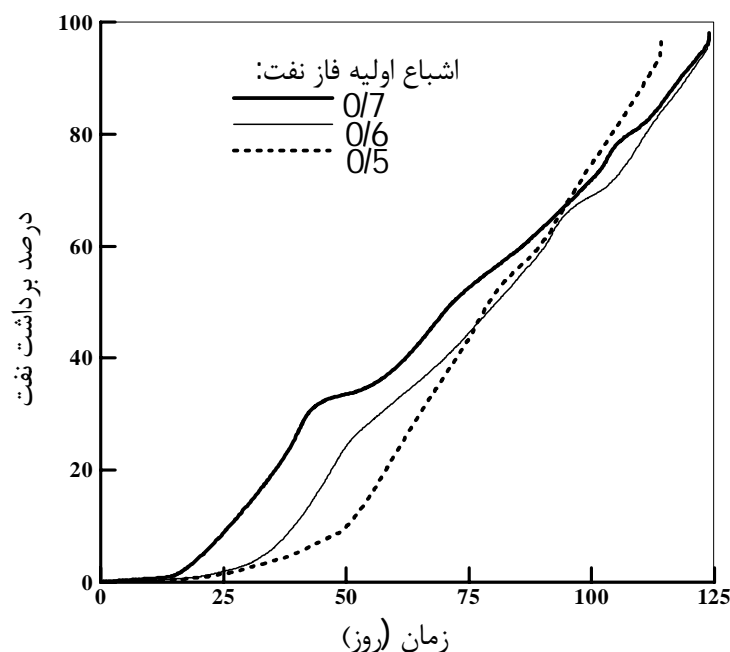
شکل 10 توزیع کسر مولی بخار آب در مخزن در روز سی‌ام

برای تشکیل کک به بخش کوچکی در پایین دست جبهه محدود شده است. محدود شدن جابجایی فاز گاز به سمت پایین دست به معنی محدود شدن انتقال گونه‌های فاز گازی مانند بخار آب و اکسیژن به پایین دست است. محدود شدن انتقال بخار آب به پایین دست سبب کاهش انتقال گرما از جبهه به پایین دست می‌شود. در نتیجه عرض ناحیه گرم شده در پایین دست جبهه کوچکتر می‌شود. محبوس شدن گرمای جبهه در ناحیه کوچک مذکور و همچنین بالا بودن غلظت نفت خام در مخزن با اشباع نفت اولیه بالا سبب افزایش غلظت کک در این ناحیه می‌شود. افزایش غلظت کک، سبب افزایش مصرف اکسیژن و بالا رفتن دمای جبهه احتراقی می‌شود. با توجه به یکسان بودن نرخ تزریق اکسیژن در هر سه اشباع مورد بحث، افزایش مصرف اکسیژن در جبهه سبب کاهش سرعت پیشروی جبهه خواهد شد. در روش احتراق درجا، دمای بالای جبهه مطلوب نیست چرا که عامل‌هایی که سبب جابجایی نفت می‌شوند در دماهای نسبتاً پایینی رخ می‌دهند. شرایط کارکردی بهینه احتراقی درجا این است که با کمترین نرخ تزریق اکسیژن ممکن یک جبهه احتراقی پایدار در مخزن شکل بگیرد. بنابراین افزایش غلظت کک به مقادیر بیشتر از حد لازم برای پایداری جبهه سبب افزایش مصرف اکسیژن و کاهش سرعت پیشروی جبهه می‌شود. کاهش سرعت جبهه به معنای افزایش زمان جاروب فاصله بین دو چاه و کاهش بازده برداشت می‌باشد. با کاهش سرعت جبهه، نرخ جابجایی سیالات مخزن رفته رفته کاهش می‌یابد و نرخ جابجایی

اکسیژن نیز وجود خواهد داشت.

7- مراجع

- [1] D. Gutierrez, R. G. Moore, M. G. Ursenbach, S. A. Mehta, The ABCs of in-situ-combustion simulations: from laboratory experiments to field scale, *Journal of Canadian Petroleum Technology*, Vol. 51, No. 04, pp. 256-267, 2012.
- [2] L. Castanier, W. Brigham, Upgrading of crude oil via in situ combustion, *Journal of petroleum science and engineering*, Vol. 39, No. 1, pp. 125-136, 2003.
- [3] M. R. Fassihi, W. E. Brigham, H. J. Ramey Jr, Reaction kinetics of in-situ combustion: Part 1-observations, *Society of Petroleum Engineers Journal*, Vol. 24, No. 04, pp. 399-407, 1984.
- [4] J. H. Bauman, *Significant parameter identification and characterization of complex in situ reservoir simulations*, PhD Thesis, The University of Utah, 2012.
- [5] D. Aleksandrov, B. Hascakir, Laboratory screening tests on the effect of initial oil saturation for the dynamic control of in-situ combustion, *Fuel Processing Technology*, Vol. 130, pp. 224-234, 2015.
- [6] D. Gutierrez, F. Skoreyko, R. Moore, S. Mehta, M. Ursenbach, The challenge of predicting field performance of air injection projects based on laboratory and numerical modelling, *Journal of Canadian Petroleum Technology*, Vol. 48, No. 04, pp. 23-33, 2009.
- [7] M. Ursenbach, R. Moore, S. Mehta, Air injection in heavy oil reservoirs-a process whose time has come (again), *Journal of Canadian Petroleum Technology*, Vol. 49, No. 01, pp. 48-54, 2010.
- [8] A. Turta, S. Chattopadhyay, R. Bhattacharya, A. Condrachi, W. Hanson, Current status of commercial in situ combustion projects worldwide, *Journal of Canadian Petroleum Technology*, Vol. 46, No. 11, pp. 8-14, 2007.
- [9] Z. Zhu, *Efficient simulation of thermal enhanced oil recovery processes*, PhD Thesis, Stanford University, 2011.
- [10] D. S. Reddya, G. S. Kumarb, A Numerical Investigation on the role of Oil Saturations on Performance of In-Situ Combustion in Porous Media, *International Journal of Scientific & Engineering Research*, Vol. 5, Issue 5, pp. 531-538, 2014.
- [11] C. K. Huang, *Development of a General Thermal Oil Reservoir Simulator Under a Modularized Framework*, PhD Thesis, The University of Utah, 2009.
- [12] C. K. Huang, *Development of a General Thermal Oil Reservoir Simulator Under a Modularized Framework*, PhD Thesis, The University of Utah, 2009.
- [13] S. Khorsandi Kouhanestani, R. Bozorgmehry Boozarjomehry, and M. R. Pishvaie, Fully implicit compositional thermal simulator using rigorous multiphase calculation, *Scientia Iranica*, Vol. 18, No. 3, pp. 509-517, 2011.
- [14] J. H. Abou-Kassem, S. Farouq-Ali, M. R. Islam, *Petroleum Reservoir Simulations*: Elsevier, 2013.
- [15] Y. Chu, C. Fan, Q. Zhang, C. Zan, D. Ma, H. Jiang, Y. Wang, F. Wei, The oxidation of heavy oil to enhance oil recovery: The numerical model and the criteria to describe the low and high temperature oxidation, *Chemical Engineering Journal*, Vol. 248, pp. 422-429, 2014.
- [16] L. Zhang, J. Deng, L. Wang, Z. Chen, S. Ren, C. Hu, S. Zhang, Low-Temperature Oxidation Characteristics and Its Effect on the Critical Coking Temperature of Heavy Oils, *Energy & Fuels*, Vol. 29, No. 2, pp. 538-545, 2015.
- [17] P. Vinsome, J. Westerveld, A Simple Method For Predicting Cap And Base Rock Heat Losses In Thermal Reservoir Simulators, *Journal of Canadian Petroleum Technology*, pp. 88-90, 1980.
- [18] K. H. Coats, In-situ combustion model, *Society of Petroleum Engineers Journal*, Vol. 20, No. 06, pp. 533-554, 1980.
- [19] H. Stone, Estimation of three-phase relative permeability and residual oil data, *J. Pet. Technol., (United States)*, Vol. 12, No. 4, 1973.
- [20] R. Crookston, W. Culham, W. Chen, A numerical simulation model for thermal recovery processes, *Society of Petroleum Engineers Journal*, Vol. 19, No. 01, pp. 37-58, 1979.
- [21] A. R. Bahadir, *Two-dimensional computer simulation of in-situ combustion oil recovery process and iterative*, PhD Thesis, The University of Bath, 1994.



شکل 12 تغییرات درصد حجمی برداشت نفت با تغییر اشباع نفت اولیه مخزن

به سمت پایین دست جبهه می‌شود. لذا امکان جابجایی گرمای جبهه احتراقی به سمت پایین دست توسط بخار آب موجود در فاز گاز کمتر شده و گرما در نزدیکی جبهه انباشته می‌شود. محدودیت در انتقال گرما به پایین دست سبب می‌شود تشکیل کک فقط در ناحیه کوچکی رخ دهد. غلظت بالای نفت و دمای بالای ناحیه تشکیل کک (در اثر انباشت گرما) سبب می‌شوند غلظت کک تشکیل شده در این ناحیه زیاد باشد. در نتیجه دمای جبهه افزایش یافته و سرعت پیشروی آن کاهش یابد. این کاهش سرعت جبهه، رفته رفته سبب کاهش نرخ جابجایی نفت می‌شود. در نتیجه درازمدت نرخ جابجایی نفت و نرخ برداشت آن به توازن می‌رسند. با توجه به اینکه برای ایجاد عامل‌های جابجایی نفت سرعت پیشروی جبهه مهم‌تر از دمای آن می‌باشد، پدیده انسداد حفره در نهایت سبب کاهش بازده برداشت می‌شود.

نتایج مطالعه حاضر همچنین نشان می‌دهند که عدم در نظر گرفتن اتلاف گرما از مخزن به محیط اطراف می‌تواند نقش قابل توجهی در سرعت جبهه و نرخ جابجایی سیالات مخزن دارد. لذا این ساده‌سازی مرسوم در شبیه‌سازی مخازن نفت، منجر به پیش‌بینی نادرست بروز یا عدم بروز پدیده انسداد حفره خواهد شد.

باید توجه شود که امکان خاموشی جبهه در اثر پدیده انسداد حفره در مطالعه حاضر بررسی نشده است. بررسی این پدیده نیاز به استفاده از مدل سینتیکی جامع‌تر از مدل استفاده شده در مطالعه حاضر دارد که واکنش‌های دما-پایین را نیز شامل شود. تا به حال مدل سینتیکی جامعی که شامل واکنش‌های دما-پایین نیز باشد در مقیاس میدانی ارائه نشده است. همچنین در مطالعه موردی انجام شده، نرخ تزریق اکسیژن بدون توجه به فشار مخزن ثابت در نظر گرفته شده است. در حالی که مطابق شکل 11 تغییرات فشار مخزن ممکن است بسیار زیاد باشد و در صورتی که فشار تزریق متناسب با فشار مخزن زیاد نشود امکان خاموشی جبهه به دلیل کاهش نرخ تزریق