

**EVALUACIÓN DE LOS EFECTOS DEL ENMALLADO EN EL MODELAMIENTO  
NUMÉRICO DEL PROCESO DE COMBUSTIÓN IN SITU**

**ADRIANA PATRICIA OCHOA VARGAS  
ANDREA PAOLA ORDÓÑEZ CARVAJAL**

**UNIVERSIDAD INDUSTRIAL DE SANTANDER  
FACULTAD DE INGENIERÍAS FISCOQUÍMICAS  
ESCUELA DE INGENIERÍA DE PETRÓLEOS  
BUCARAMANGA – SANTANDER**

**2011**

**EVALUACIÓN DE LOS EFECTOS DEL ENMALLADO EN EL MODELAMIENTO  
NUMÉRICO DEL PROCESO DE COMBUSTIÓN IN SITU**

**ADRIANA PATRICIA OCHOA VARGAS  
ANDREA PAOLA ORDOÑEZ CARVAJAL**

**Trabajo de Grado presentado como requisito para optar al título de  
INGENIERO DE PETRÓLEOS.**

**Avalado por el Grupo de Investigación de Recobro Mejorado en el marco de cooperación  
tecnológica 004 de 2004 suscrito por la Universidad Industrial de Santander y ECOPETROL  
S.A, Instituto Colombiano del Petróleo.**

**M.Sc. SAMUEL FERNANDO MUÑOZ NAVARRO**

**Director**

**M.Sc. FABIÁN CAMILO YATTE GARZÓN  
M.Sc. HERNANDO BOTTIA**

**Codirectores**

**UNIVERSIDAD INDUSTRIAL DE SANTANDER  
FACULTAD DE INGENIERÍA FÍSICOQUÍMICAS  
ESCUELA DE INGENIERÍA DE PETRÓLEOS  
BUCARAMANGA – SANTANDER  
2011**

## DEDICATORIA

*A Dios por darme la oportunidad de alcanzar cada logro en mi vida, por darme la fortaleza para asumir cada problema en mi camino y por darme su amor incondicional.*

*A mi mami Paty, por ser padre, madre y amiga para mí. Por ser el motivo de mis esfuerzos, mi ejemplo a seguir y el pilar de mi vida. Gracias por darme todo y mucho más!*

*A mi familia, por todo su apoyo en cada una de mis decisiones.*

*A mis mejores amigas: Sandra, Fer y Chiky; a mi “esposo” Palmis y a Luisito por estar conmigo en cada momento que los necesité. A todos mis verdaderos amigos por demostrarme que puedo contar con ustedes en cualquier situación.*

*A aquellos que no solo con sus enormes conocimientos sino con su apoyo incondicional fueron más que un grupo de investigación, Una segunda familia: Al Profe Samuel, a mi Jefecito Fabián, Nelson, Fernando, y los demás auxiliares, tesistas y Neo profesionales que hacen o hicieron parte de este gran proyecto.*

*A mi compañera Adri, por su nobleza e incalculable apoyo en los últimos meses; y a mis compañeros de sala Yess y Hernie, sin sus consejos y nuestras pausas activas, esta tesis no hubiese terminado nunca.*

*A mi súper equipo SPE, no se llegan a imaginar la inmensidad de enseñanzas que adquirí a su lado. Mis mejores deseos para ustedes, la vida les tiene preparados grandes éxitos personales y profesionales.*

*A mis amigos y a la vez grupo de estudio de los últimos semestres, especialmente al chocolate extra-viscoso de Moon, y a su estricto sistema de cucharas, que sin duda alguna nos ayudó en los momentos más difíciles*

*A todos aquellos que estuvieron en mi camino para hacerme crecer personal y profesionalmente. Gracias por ser parte del inicio de este sueño.*

***Andrea Ordoñez Carvajal***

## DEDICATORIA

*Dedico éste Trabajo de Grado y mi título de Ingeniera de Petróleos:*

*En primer lugar a Dios, que ha sido la guía todos los días de mi vida, que ha encaminado mis pasos y me ha traído hasta el lugar donde estoy. Gracias Diosito Te Amo y doy gracias por todas tus inmensas bendiciones.*

*A mis papás por ser la base de mi lucha, por ser ejemplo de vida, por apoyarme y estar siempre conmigo. A mi papá Alfredo Ochoa por entregarme ese amor incondicional, puro e infinito, por ser el principal motor de mi vida y por tener siempre esa fe ciega en mí. A mi mamá María Teresa Vargas por ser una mujer intachable, recta y sincera siempre, por corregirme, apoyarme, por todo su esfuerzo y dedicación. LOS AMO CON TODO MI CORAZÓN.*

*A mis hermanos Sergio Ochoa y Omar Ochoa, porque han sido siempre parte importante de mi vida, por ser un motivo de inspiración y por alegrarme la vida.*

*A todos las personas que hicieron posible que ésta tesis se realizara al Grupo de investigación Recobro mejorado, al profe Samuel, a Palmis, a Fabián, a Nelson, a mi compañerita de tesis Andre, he aprendido mucho de ti, eres una dura y una súper mujer, a todos los integrantes del grupo, porque de cada uno de ustedes he aprendido muchas cosas.*

*A mis amigos inolvidables que siempre estuvieron conmigo, que tuvieron paciencia con mi genio y mis momentos de tristeza y alegría, especialmente a Pachito, Zoris, Jhon, Yamit, Diego, Yes, Herni, Nata y Cami. Ustedes son y serán muy importantes para mí siempre. Gracias Totales por todo y agradezco a Dios por haberlos conocido.*

***Adriana Ochoa Vargas***

## AGRADECIMIENTOS

A **Samuel Fernando Muñoz** por su ser apoyo y guía durante el desarrollo del trabajo. Por sus consejos de incalculable valor para nuestro crecimiento personal y profesional.

A **Fabián Camilo Yatte** por su dedicación y ejemplo, por su gran disposición como guía en este camino, y por ser más que un soporte técnico, un amigo.

Al **Grupo de Investigación Recobro Mejorado**, por darnos la oportunidad de crecer intelectualmente durante toda nuestra estadía, y por ser mas más que un grupo de investigación, una familia. A los ingenieros Nelson, Jorge Mario, Luis Roberto, Fernando y todos que integran este maravilloso y único equipo de trabajo.

A los profesionales de **Computer Modelling Group (CMG)** por ser soporte técnico, especialmente a Victor Lara cuyos aportes contribuyeron enormemente al desarrollo de esta tesis.

A la **Universidad Industrial de Santander** por formarnos de manera integral y permitirnos conocer el valor del esfuerzo en el desarrollo de todos nuestros proyectos. Además por ser la plataforma para alcanzar nuestras metas.

A la **Escuela de Ingeniería de Petróleos** por brindarnos una gran base para nuestro futuro desarrollo profesional.

A todos aquellos que nos acompañaron durante este camino, aportando vivencias y enseñanzas que quedarán grabadas en nuestros corazones.

## CONTENIDO

INTRODUCCIÓN .....	19
1 GENERALIDADES DEL PROCESO.....	21
1.1 DESCRIPCIÓN.....	21
1.2 REACCIONES PRESENTES EN UN PROCESO DE COMBUSTIÓN IN SITU .....	26
1.2.1 Reacciones de Oxidación a baja temperatura (LTO).....	26
1.2.2 Reacciones de Pirólisis o Temperatura intermedia (ITO) .....	28
1.2.3 Reacciones de Oxidación a Alta Temperatura (HTO) .....	29
1.3 PROBLEMAS RELACIONADOS CON LOS EFECTOS DEL GRID .....	30
1.3.1 Identificación .....	30
1.3.2 Soluciones planteadas al problema.....	33
1.4 FLUJO DE TRABAJO PARA EL MODELAMIENTO DE CIS.....	36
1.4.1 Caracterización del crudo.....	36
1.4.2 Desarrollo de pruebas cinéticas .....	37
1.4.3 Desarrollo de un modelo cinético. ....	37
1.4.4 Ajuste cinético (pruebas cuantitativas RTO).....	37
1.4.5 Simulación numérica de un tubo de combustión. ....	38
1.4.6 Simulación semi-cuantitativa a escala de campo .....	40
1.4.7 Sensibilidad de los parámetros operacionales .....	41
1.5 DEFINICIÓN DE VARIABLES DE ENTRADA Y SALIDA.....	43
1.5.1 Variables de entrada .....	43
1.5.2 Variables de salida .....	45
2. ANÁLISIS DE MODELOS UNIDIMENSIONALES .....	53
2.1 METODOLOGÍA GENERAL 1D .....	53

2.2 CONSTRUCCIÓN DEL PROTOTIPO CONCEPTUAL DE LABORATORIO	54
2.2.1 Descripción Modelo Base en Coordenadas cilíndricas.....	54
2.2.2 Prototipo a nivel de laboratorio en coordenadas cartesianas .....	59
2.3 RESULTADOS DEL PROTOTIPO CONCEPTUAL DE LABORATORIO .....	63
2.3.1 Variables de Salida Laboratorio. ....	63
2.3.2. Comparación de Resultados Cartesiano Vs Radial.....	69
2.4. CONSTRUCCIÓN MODELO CARTESIANO A ESCALA DE CAMPO .....	75
2.4.1. Análisis de la tasa de inyección de aire.....	75
2.4.2. Aumento periódico del Tamaño del Grid .....	79
2.4.3 Modelo unidimensional a escala de campo.....	98
2.5. RESULTADOS MODELO DE CAMPO .....	102
2.5.1 Variables de Salida.....	103
2.5.2. Comparación de resultados del prototipo a escala de laboratorio en 1D y el modelo a escala de campo en 1D .....	107
2.6 EFECTO DEL TAMAÑO DE LAS CELDAS EN EL DESEMPEÑO DEL PROCESO.....	119
3. ANÁLISIS DE MODELOS BI-DIMENSIONALES .....	121
3.1 METODOLOGÍA MODELO EN 2D .....	121
3.2 CONSTRUCCIÓN MODELOS EN 2D.....	122
3.2.1 Caso A: 2 divisiones .....	123
3.2.2 Caso B: 4 divisiones .....	128
3.2.3 Caso C: 6 divisiones.....	132
3.3 EFECTO DEL DIMENSIONAMIENTO EN EL DESEMPEÑO DE PROCESO DE COMBUSTIÓN IN SITU.....	136
3.4 VARIACIÓN DE PERMEABILIDADES .....	138
3.4.1 Variables de salida .....	139
3.5 GRID DINÁMICO.....	146

3.5.1 Resultados de la aplicación de la herramienta DYNAGRID .....	149
3.5.2 Evaluación del efecto del refinamiento en el desempeño del proceso. ....	153
3.5.3 Viabilidad de la aplicación de la herramienta DYNAGRID en procesos de combustión in situ.....	157
CONCLUSIONES .....	159
RECOMENDACIONES.....	160
BIBLIOGRAFÍA.....	161

## LISTADO DE FIGURAS

Figura 1. Representación de las zonas generadas en un proceso de CIS. ....	25
Figura 2. Representación de la temperatura y la saturación de aceite en las diferentes zonas de CIS.....	25
Figura 3. Flujo de calor y temperatura dependientes del tamaño de bloque .....	32
Figura 4. Perfiles areales de temperatura ilustrando los efectos de orientación del grid, durante un proceso de combustión in situ. Derecha: esquema 5-puntos, Izquierda: esquema 9-puntos.....	33
Figura 5. Full Field Model - Área adecuada para CIS y área para el patrón. ....	40
Figura 6. Perfiles de temperaturas a diferentes tiempos sin propagación. ....	51
Figura 7. Perfiles de temperaturas a diferentes tiempos con propagación. ....	52
Figura 8. Dimensiones del modelo base, vista 3D y plano X-Y .....	58
Figura 9. Dimensiones del prototipo a escala de laboratorio vista 3D y plano X-Y	61
Figura 10. Perfiles de temperatura del prototipo conceptual a escala de laboratorio .....	64
Figura 11. Temperatura Máxima del prototipo conceptual a escala de laboratorio	65
Figura 12. Posición del frente del prototipo conceptual a escala de laboratorio ....	66
Figura 13. Fluidos producidos del prototipo conceptual a escala de laboratorio....	67
Figura 14. Factor de Recobro del prototipo conceptual a escala de laboratorio ....	68
Figura 15. Comparación de Perfiles de temperatura a escala de laboratorio .....	69
Figura 16. Comparación del frente de combustión para los modelos a escala de laboratorio.....	70
Figura 17. Comparación las temperaturas máximas para los modelos a escala de laboratorio.....	71
Figura 18. Comparación de las Temperaturas Promedios para los modelos a escala de laboratorio.....	72
Figura 19. Comparación del factor de recobro para los modelos a escala de laboratorio.....	73
Figura 20. Comparación de la posición del frente para los modelos a escala de laboratorio.....	73
Figura 21. Fluidos producidos para el prototipo a escala de laboratorio.....	74
Figura 22. Comportamiento de la temperatura y los gases producidos para 2dz, 5dz, 10dz .....	78

Figura 23. Temperatura Máxima para el caso de aumento * 2 .....	81
Figura 24. Temperatura Máxima para el caso de aumento * 5 .....	82
Figura 25. Temperatura Máxima para el caso de aumento * 10 .....	83
Figura 26. Temperatura Máxima para el caso de aumento * 30 .....	84
Figura 27. Ajuste por cinética de la Temperatura máxima para el caso de $30\Delta z$ ...	86
Figura 28. Ajuste por tasa de la Temperatura máxima para el caso de 50 .....	87
Figura 29. Ajuste por cinética de la Temperatura máxima para el caso de 50 .....	89
Figura 30. Ajuste por tasa de la Temperatura máxima para el caso de 100 .....	91
Figura 31. Ajuste por cinética de la Temperatura máxima para el caso de 100.....	93
Figura 32. Ajuste por tasa de la Temperatura máxima para el caso de 500 .....	95
Figura 33. Ajuste por cinética de la temperatura máxima para el caso de 500.....	96
Figura 34. Segundo Ajuste por cinética de la temperatura máxima para el caso de 500.....	97
Figura 35. Variación en la longitud del modelo base a escala de campo 1D.....	101
Figura 36. Perfiles de temperatura- Modelo unidimensional a escala de campo ..	104
Figura 37. Temperatura Máxima y Promedio- Modelo unidimensional a escala de campo .....	105
Figura 38. Fracción molar de los gases de combustión - Modelo unidimensional a escala de campo.....	105
Figura 39. Posición del frente a 353 °F, 848 °F- Modelo unidimensional a escala de campo .....	106
Figura 40. Factor de Recobro - Modelo unidimensional a escala de campo .....	107
Figura 41. Comparación Picos de temperatura entre los modelos unidimensionales .....	109
Figura 42. Comparación Temperatura máxima entre los modelos unidimensionales .....	111
Figura 43. Comparación de filudos producidos entre los modelos unidimensionales .....	113
Figura 44. Comparación de la posición del frente entre los modelos unidimensionales .....	114
Figura 45. Comparación del factor de recobro entre los modelos unidimensionales .....	116
Figura 46. Comparación del volumen de coque entre los modelos unidimensionales .....	118
Figura 47. Comparación del volumen de coque entre los modelos unidimensionales .....	120
Figura 48. Metodología desarrollo modelo en 2 dimensiones.....	121
Figura 49. Tamaño de la celda del modelo unidimensional. ....	122
Figura 50. Modelo en 2D, con 2 divisiones en Z.....	123

Figura 51 División de la tasa de inyección de aire, para el modelo con 2 divisiones. .....	124
Figura 52. Temperaturas máximas, para el caso de 2 divisiones .....	124
Figura 53. Perfil de temperatura para el caso de 2 divisiones. ....	126
Figura 54. Factor de recobro para el caso de 2 divisiones .....	127
Figura 55. Modelo en 2D, con 4 divisiones en Z.....	128
Figura 56. División de la tasa de inyección de aire, para el modelo con 4 divisiones .....	128
Figura 57. Temperaturas máximas, para el caso de 4 divisiones .....	129
Figura 58. Perfil de temperatura para el caso de 4 divisiones .....	131
Figura 59. Factor de recobro para el caso de 4 divisiones .....	131
Figura 60. Modelo en 2D, con 6 divisiones en Y.....	132
Figura 61. División de la tasa de inyección de aire, para el modelo con 6 divisiones .....	132
Figura 62. Temperaturas máximas, para el caso de 6 divisiones .....	133
Figura 63. Perfil de temperatura para el caso de 6 divisiones .....	134
Figura 64. Factor de recobro para el caso de 6 divisiones .....	135
Figura 65. Efecto del dimensionamiento en el proceso .....	136
Figura 66. Comportamiento de la tasa con respecto a la longitud de la celda. ....	137
Figura 67. Picos de Temperatura modelos homogéneo y heterogéneos.....	140
Figura 68. Perfiles de Temperatura para los casos presentados.....	140
Figura 69. Temperatura promedio modelos homogéneo y heterogéneos. ....	142
Figura 70. Fracción Molar O <sub>2</sub> modelos homogéneo y heterogéneos. ....	143
Figura 71. Perfiles fracción molar O <sub>2</sub> modelo homogéneo y heterogéneos. ....	144
Figura 72. Fracción Molar CO <sub>2</sub> modelos homogéneo y heterogéneos.....	144
Figura 73. Factor de Recobro modelos homogéneo y heterogéneos. ....	145
Figura 74. Proceso de Amalgamación .....	147
Figura 75. Temperatura como Función de Adaptación .....	148
Figura 76. Amalgamación bidimensional con parámetro igual a 2 en el eje X y 3 en el eje Y.....	149
Figura 77. Perfiles de Temperatura para Función de adaptación con gradiente de a) 10°F; b) 50°F; c) 100°F .....	151
Figura 78. Representación Parámetros de amalgamación utilizados. ....	152
Figura 79. Perfiles de Temperatura para los parámetros de amalgamación especificados a) Y=1; Z=1; b) Y=2; Z=2; c) Y=2; Z=3.....	152
Figura 80. Picos de Temperatura Modelo base y con refinamientos. ....	154
Figura 81. Fracción Molar O <sub>2</sub> Modelo base y con refinamientos. ....	155
Figura 82. Fracción Molar CO <sub>2</sub> Modelo base y con refinamientos. ....	156
Figura 83 Factor de Recobro Modelo base y con refinamientos.....	157

## LISTADO DE TABLAS

Tabla 1 Variables de ajuste de una prueba de tubo de combustión. ....	39
Tabla 2. Concentración de CO <sub>2</sub> en cada régimen de reacción de CIS. ....	48
Tabla 3. Propiedades Petrofísicas utilizadas en el modelo .....	54
Tabla 4. Composición del aceite .....	55
Tabla 5. Parámetros cinéticos del esquema de reacciones.....	56
Tabla 6. Dimensiones del modelo base .....	57
Tabla 7. Propiedades de las celdas .....	58
Tabla 8. Dimensiones del Prototipo conceptual .....	60
Tabla 9. Tasa y longitud de las celdas, planteadas para las corridas llevadas a cabo por MARJERRISON D,. FASSIHI M, R.....	76
Tabla 10. Tasa y dimensiones de las celdas .....	77
Tabla 11. Modelo de reacciones para cada simulación. ....	79
Tabla 12. . Tamaño de las celdas, para la construcción del elemento de campo ..	80
Tabla 13. Tamaño de las celdas, para el caso de aumento * 2 .....	80
Tabla 14. . Tamaño de las celdas, para el caso de aumento *5 .....	81
Tabla 15. Tamaño de las celdas, para el caso de aumento * 10 .....	82
Tabla 16. Tamaño de las celdas, para el caso de aumento * 30 .....	83
Tabla 17. Tasa de aire para el ajuste de la temperatura máxima para el caso 30Δz .....	85
Tabla 18. .Energía de activación para el ajuste de la temperatura máxima para el caso 30Δz .....	85
Tabla 19. Tamaño de las celdas, para el caso de aumento 50.....	86
Tabla 20. Tasa de aire para el ajuste de la temperatura máxima para el caso 50.	88
Tabla 21.. Energía de activación para el ajuste de la temperatura máxima para el caso 100 .....	89
Tabla 22. . Energía de activación para el ajuste de la temperatura máxima para el caso 100 .....	90
Tabla 23. Tasa de aire para el ajuste de la temperatura máxima para el caso 100 .....	91
Tabla 24. . Energía de activación para el ajuste de la temperatura máxima para el caso 100 .....	92
Tabla 25. .Energía de activación para el ajuste de la temperatura máxima para el caso 500 .....	93

Tabla 26. Tasa de aire para el ajuste de la temperatura máxima para el caso 100 $\Delta z$ .....	94
Tabla 27. Energía de activación para el ajuste de la temperatura máxima para el caso 500 .....	96
Tabla 28. Energía de activación (segundo ajuste), para el ajuste de la temperatura máxima para el caso 500 $\Delta z$ .....	97
Tabla 29. Tasa de inyección de aire para el modelo unidimensional a escala de campo .....	99
Tabla 30. Tamaño de la celda para el modelo unidimensional a escala de campo .....	99
Tabla 31. Energía de Activación para la construcción del elemento de campo ...	100
Tabla 32. Variables de entrada - Modelo Unidimensional a escala de campo.....	103
Tabla 33. . Calendario para caso unidimensional .....	108
Tabla 34. Velocidad del frente de combustión .....	114
Tabla 35. Valores de energía de activación para cada aumento de las celdas ...	120
Tabla 36. Tasa inicial y ajustada para el caso de 2 divisiones.....	126
Tabla 37. Tasa inicial y ajustada para el caso de 4 divisiones.....	130
Tabla 38. Tasa inicial y ajustada para el caso de 6 divisiones.....	133
Tabla 39. Resumen Tasa ajustada-Factor de Recobro para cada caso de las divisiones. ....	135
Tabla 40. Coeficiente de variación y distribución de permeabilidad.....	138

## RESUMEN

**TÍTULO:** EVALUACIÓN DE LOS EFECTOS DEL ENMALLADO EN EL MODELAMIENTO NUMÉRICO DEL PROCESO DE COMBUSTIÓN IN SITU

**AUTORES:** ADRIANA PATRICIA OCHOA VARGAS, ANDREA PAOLA ORDOÑEZ CARVAJAL.

**PALABRAS CLAVES:** Simulación, Combustión in situ, Tamaño de celda, dimensionamiento, escalas de simulación, malla dinámica, enmallado.

### DESCRIPCIÓN

La combustión in situ es un método de recobro mejorado en el cual se inyecta aire a un yacimiento con el fin de hacer reaccionar el oxígeno presente en el gas de inyección con el hidrocarburo de la formación. Éste conjunto de reacciones genera un frente de alta temperatura, que se extiende desde el pozo inyector hacia el productor, mejorando la movilidad de los fluidos a su paso y aumentando el factor de recobro.

Varias dificultades se dan al momento del modelamiento a escala de campo, debido a la imposibilidad de escalar el proceso. Intentar representar el verdadero espesor del frente de combustión con celdas pequeñas, implica altos tiempos de cómputo. Por otro lado, la distribución promedio de datos de presión y temperatura, genera imprecisiones considerables en el desempeño del proceso en celdas de tamaño de campo. Como consecuencia de esto, datos cinéticos como la energía de activación, que dependen de la temperatura no tendrán resultados similares en modelos de campo.

Partiendo de un modelo base previamente ajustado, que representa una prueba de tubo de combustión de una muestra de un campo colombiano, se construye un prototipo unidimensional cartesiano a escala de laboratorio, con las mismas propiedades y condiciones. A partir de este, y mediante aumentos periódicos en el tamaño de las celdas, hasta alcanzar un tamaño representativo de campo, se llega a un modelo conceptual en 1D. Posteriormente se evalúan los efectos del dimensionamiento, mediante la construcción de modelos conceptuales en 2D.

Mediante cambios en variables de entrada previamente identificadas (tasa de aire y parámetros cinéticos) se puede reproducir el comportamiento del proceso del modelo base, tomando como referencia variables de desempeño (Perfiles de temperatura, gases producidos, factor de recobro y posición del frente).

## ABSTRACT

**TITLE:** EVALUATION OF GRID EFFECT ON THE NUMERICAL SIMULATION OF AN IN SITU COMBUSTION.

**AUTHORS:** ADRIANA PATRICIA OCHOA VARGAS, ANDREA PAOLA ORDOÑEZ CARVAJAL

**KEY WORDS:** Numerical Simulation, in situ combustion, grid sizing, dimensions, simulation scales, dynamic gridding, grid.

### DESCRIPTION

In situ combustion is an Enhance Oil Recovery method where air is injected into the reservoir in order to make the oxygen from the gas, react with the hydrocarbon. This reaction scheme generates a high temperature combustion front, which moves through the reservoir from the injector well to the producer, improving the fluids mobility and increasing the oil recovery factor.

Some shortcomings occur in field scale simulation, because of the impossibility to use a process scaling method. Try to represent the real combustion front thickness with small grid blocks, takes high values of computer time. By the other side, the average distribution of pressure and temperature data produces inaccurate results in the process performance in field scale grid blocks. Therefore, kinetic parameters such as activation energy, that is temperature dependent, will not have similar results in field scale models.

Based on a previously matched numerical model, which represent a combustion tube experiment done to a sample from a Colombian field; it was built a laboratory-scale one-dimensional Cartesian prototype, using the same properties and operational conditions. Starting from this and with periodical increases in the grid size, until reaching characteristic field measurements, the result is a conceptual 1D simulation model. After this, the dimensionality evaluation was made through the conceptual model simulation two dimensions.

Through different changes on input variables previously identified (air rate and kinetic parameters), It is possible to represent the process behavior in the base case, according to performance variables (temperature profiles, produced fluids, recovery factor and front position).

## INTRODUCCIÓN

El rápido agotamiento de las reservas de crudo convencional, ha hecho que en los últimos años exista un interés prominente en la explotación de yacimientos de crudo pesado y extra pesado. Uno de los métodos de recobro más promisorios para este tipo de yacimientos, es la combustión in situ, la cual está basada en la generación de mecanismos de desplazamiento térmico, miscibles e inmiscibles.

Debido a los importantes yacimientos de crudo pesado en Colombia que equivalen a siete veces las reservas de crudo convencional, y a las condiciones físicas y geológicas de éstos, que no favorecen la viabilidad de otros métodos térmicos, la combustión in situ se ha convertido en foco de diferentes estudios de aplicación.

Aunque la combustión in situ tiene gran potencial de recuperación de hidrocarburos, tiene asociado a él muchas complejidades que dificultan su representación a nivel de laboratorio y de simulación numérica. Sin embargo, existen herramientas como la simulación de pruebas de tubo de combustión que ayudan a disminuir la incertidumbre, mediante la predicción del comportamiento del yacimiento bajo este esquema de explotación.

Si bien es posible modelar numéricamente un experimento de tubo de combustión con el fin de determinar el esquema de reacciones apropiado y otros datos necesarios para que se pueda realizar la simulación del proyecto, los datos obtenidos del ajuste histórico de estas pruebas de laboratorio no pueden ser utilizados directamente en la simulación a escala de campo.

Sin embargo, para el caso de la combustión, se dificulta la reproducción del proceso a escala de campo dada la diferencia dimensional entre la longitud del frente de combustión y la extensión del yacimiento. Este inconveniente se asocia directamente con los efectos que ocasiona el tamaño de las celdas del modelo de

simulación, debido a la imprecisión generada en la distribución de presión y temperatura.

Partiendo de un modelo ajustado de una prueba de tubo de combustión realizada a una muestra de un campo colombiano y mediante el aumento periódico de las celdas se evaluará el efecto del tamaño de estas, buscando un rango de temperatura, a partir de un parámetro de ajuste. Así mismo, se evaluarán los efectos del dimensionamiento, mediante modelos en dos dimensiones.

La evaluación se desarrolla a partir de cambios en las variables de entrada, cuyos efectos se estudiarán en variables de salida, tratando de lograr un ajuste en campo de acuerdo a los resultados obtenidos a nivel de laboratorio. De esta forma se ve que tan viable es obtener el mismo comportamiento de quema en los modelos a pequeña y gran escala.

Finalmente vale la pena resaltar que la importancia de este estudio radica en determinar las posibilidades de un escalamiento del proceso, y cuáles son los parámetros involucrados para poder lograrlo.

# 1 GENERALIDADES DEL PROCESO

## 1.1 DESCRIPCIÓN

La combustión in situ, es un método de recobro mejorado, el cual ha sido extensamente estudiado tanto a escala de campo como a nivel de laboratorio. Sin embargo, no ha tenido la suficiente aceptación, debido a la cantidad reducida de aplicaciones exitosas a escala de campo. Muchas de estas fallas resultaron de una inapropiada aplicación del proceso, la cual surgió de los conceptos inadecuados que se tenían de la cinética de la combustión.

El concepto tradicional de combustión in situ, consiste en la propagación de un frente a alta temperatura, el cual desplaza el aceite hacia el pozo productor. La inyección de un gas, generalmente aire (Oxígeno (21%) y Nitrógeno (79%)) junto con el componente hidrocarburo en el yacimiento, hace que se generen una serie de reacciones, las cuales son las encargadas de sostener el frente de combustión. El combustible para el proceso, es normalmente asumido como coque, el cual se deposita en la matriz mineral de la roca, mediante las reacciones de craqueo o pirólisis.

La combustión in situ, es un proceso técnico y económicamente atractivo, debido particularmente a que la porción de crudo quemado es la más pesada y la de menor valor (aproximadamente del 5% al 10% del OOIP<sup>1</sup>). Considerando que la técnica de combustión es un proceso aplicable para yacimientos de crudo pesado, la dramática reducción de la viscosidad con la temperatura es una ventaja clave, además de promover la producción por mecanismos de desplazamiento adicionales como la expansión térmica y empuje de gas causado por los gases de

---

<sup>1</sup>GUTIERREZ D., et al., The Challenge of Predicting Field Performance of Air Injection Projects Based on Laboratory and Numerical Modeling, 2009

combustión. Lo que genera una alta eficiencia de barrido microscópico, producto de estos mecanismos.

Económicamente, se han obtenido altos factores de recobro, mediante la aplicación del proceso. A nivel de laboratorio, se pueden obtener eficiencias de desplazamiento desde hasta el 90%, lo que implica un buen desempeño de esta técnica. En este sentido, el uso de la combustión a escala de campo, sería altamente promisorio, ya que los costos asociados a la compresión del aire, los cuales ocupan un papel muy importante en el proceso, no tendrían un gran impacto en el flujo de caja del mismo.

Cuando el aire se inyecta y el frente de combustión avanza en el yacimiento, existen siete zonas identificadas entre el pozo inyector y el productor. Estas zonas son resultado de la transferencia de masa, transferencia de energía y las reacciones químicas que ocurren en el proceso, las cuales se mueven en la dirección del flujo de aire.<sup>2</sup>

En la figura 1, se presenta un esquema idealizado de las diferentes zonas que se generan en el proceso convencional de combustión, sin embargo en campo existe una transición entre estas zonas. En la figura 1 se pueden ver las zonas identificadas:

- *Zona de aire*
- *Zona de Combustión*
- *Zona de Craqueo*
- *Zona de Craqueo/vaporización*
- *Banco de Agua Caliente*
- *Banco de Aceite*

---

<sup>2</sup>SARATHI Partha S. "In-situ combustion handbook - principles and practices" Final Report "November 1998. P 25

- *Zona de aire*

La zona adyacente al pozo inyector es la zona quemada, donde es la combustión ya ha tenido lugar. Cuando las arenas no consolidadas son quemadas en el laboratorio, esta región quemada estará completamente libre de crudo o contenido de coque y puede tener un color entre blanco y gris muy suave.<sup>3</sup> Con el flujo continuo de aire en el yacimiento, la temperatura en la zona quemada aumenta desde la temperatura de la formación cerca al inyector a temperaturas cercanas a la temperatura de combustión.

- *Zona de Combustión*

Inmediatamente delante de la zona quemada se encuentra la zona o frente de combustión. Es aquí donde se dan las reacciones entre el aire y el combustible generando calor. La zona de combustión tiene un espesor del orden de 80 mm para un proceso de combustión seca y alrededor de 50 mm para un proceso de combustión húmeda, a una tasa inyección constante de  $23.0\text{m}^3 (\text{St})/\text{m}^2\text{-h}^4$ , es aquí donde se generan altas temperaturas, agua y gases de combustión (dióxido y monóxido de carbono).

- *Zona de Coque*

Justo delante del frente de combustión se encuentra la zona de craqueo térmico, donde se forma el combustible del proceso. Este combustible, denominado coque tiene una relación hidrógeno carbono (H/C) entre 0.6 y 1.6, dependiendo de las condiciones de descomposición. Las temperaturas alcanzadas en esta zona, dependen básicamente de la naturaleza y la cantidad de combustible consumido por unidad de volumen de roca.<sup>5</sup>

- *Zona de Vaporización*

---

<sup>3</sup> YATTE F. "Seminario Combustión In Situ", UIS. P 25

<sup>4</sup> BAGCI S., "Estimation of Combustion Zone Thickness during In Situ Combustion Processes", 1998

<sup>5</sup> SARATHI Op. cit. p 4

Debido a las altas temperaturas generadas en la zona de craqueo/vaporización, se presenta la vaporización de los componentes más livianos del crudo, y un craqueo térmico o pirólisis de los componentes más pesados. Estos compuestos vaporizados son transportados con los gases de combustión, se condensan y finalmente se mezclan con el hidrocarburo original. Los gases de combustión, gases hidrocarburos, gases orgánicos y residuos orgánicos sólidos son el resultado de la pirólisis de los componentes pesados. Adicionalmente, se encuentra la zona de condensación, referida normalmente como “*plateau de vapor*”, ciertos hidrocarburos vaporizados, entran a esta zona se condensa y disuelven en el crudo original. Dependiendo de las temperaturas alcanzadas, es posible que el crudo presente un fenómeno denominado “*visbreaking*”, donde el hidrocarburo se somete a una reducción de la viscosidad. La zona de condensación contiene vapor, aceite, agua y gases de combustión, los cuales se mueven hacia el pozo productor.

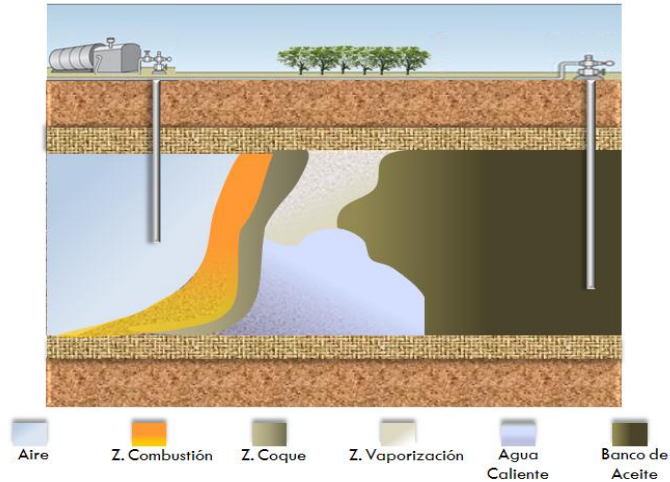
- *Banco de Agua Caliente*

Después de la zona de condensación, donde la temperatura es menor que la temperatura de condensación del vapor, se crea un banco de agua caliente; en ésta zona la saturación de agua es mayor que la saturación de agua inicial.

- *Banco de Aceite*

El banco de aceite, contiene todo el aceite que ha sido desplazado de las zonas precedentes. Finalmente, se encuentra la porción de aceite que no ha sido alterada, donde la temperatura es cercana a la temperatura de la formación.

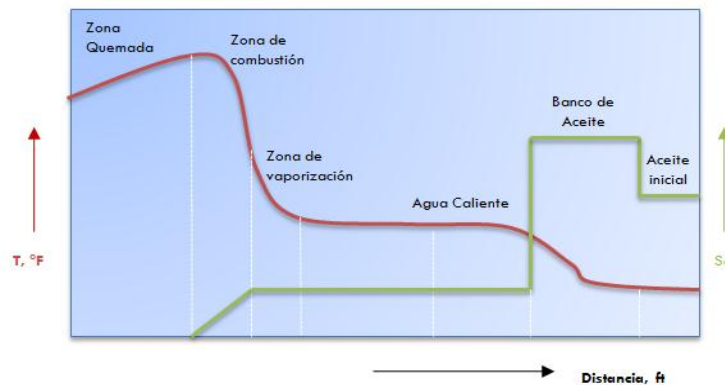
**Figura 1.** Representación de las zonas generadas en un proceso de CIS.



**Fuente.** Autores

En la figura 2, a continuación se observa una representación ideal de las características de la temperatura y la saturación de aceite en las diferentes zonas de CIS. Además, se observa el comportamiento descendente de la temperatura, con un pico máximo en la zona de combustión, que indica la generación de calor del frente de combustión. Contrario al comportamiento ascendente de la saturación de aceite, donde se observa, que teóricamente, en la zona quemada, se esperaría una saturación de aceite mínima.

**Figura 2.** Representación de la temperatura y la saturación de aceite en las diferentes zonas de CIS



**Fuente:** GERRISTSEN M., et al. "Experimental Investigation and High Resolution Simulator of In-Situ Combustion Processes; 1.Simulator Design and Improved Combustion with Metallic Additives".

Los mecanismos responsables del desplazamiento del aceite en CIS, varían con el tipo de crudo original. Para crudos pesados, el incremento en la movilidad del aceite con el incremento en la temperatura es el principal mecanismo, asistido por el flujo de gas y el empuje de agua fría y caliente

## **1.2 REACCIONES PRESENTES EN UN PROCESO DE COMBUSTIÓN IN SITU**

Durante un proceso de combustión in situ se presentan 3 tipos de reacciones básicas, producto de la interacción entre el hidrocarburo del yacimiento y el oxígeno presente en el aire inyectado. A continuación se presentan las características principales de las mismas:

### **1.2.1 Reacciones de Oxidación a baja temperatura (LTO)**

Las reacciones de oxidación a baja temperatura o LTO (Low Temperature Oxidation) generalmente se presentan a menos de 600°F, sin embargo este rango depende de las características del aceite como tal. El producto de estas reacciones es agua y compuestos hidrocarburos parcialmente oxigenados como ácidos carboxílicos, aldehídos, cetonas, alcoholes e hidroperóxidos<sup>6</sup>, debido a esto son conocidas también como reacciones de adición de oxígeno. Este tipo de reacciones son altamente complejas y hasta el momento no se tiene un gran conocimiento sobre las características y mecanismos involucrados, haciendo difícil su tratamiento.

Estas reacciones ocurren con el oxígeno disuelto en el volumen completo de la fase de aceite dispersa. La difusión del oxígeno en las moléculas de hidrocarburos es más rápida que el proceso de oxidación<sup>7</sup>. Se cree que las reacciones LTO

---

<sup>6</sup> BURGER ET al., 1972

<sup>7</sup> DABBOUS, FULTON; Low Temperature Oxidation Reaction kinetics and Effects on the In situ Combustion processes.

consisten en la condensación de componentes de bajo peso molecular a productos de un peso molecular mayor.

Es así como se convierte en uno de los grandes problemas del proceso de combustión. Debido al incremento en el contenido de asfaltenos y la disminución de las fracciones de aromáticos y resinas<sup>8</sup>, la consecuencia más importante es un aumento considerable en la viscosidad del aceite, el punto de ebullición y las densidades, lo que dificulta aún más la movilidad del hidrocarburo in situ.

Este tipo de reacciones se presenta si el flujo de aire es lo suficientemente pequeño como para no poder sostener las reacciones de combustión, llevando a producir menos de lo esperado. Ha sido probado en experimentos<sup>9</sup> que el recobro de aceite es reducido considerablemente cuando las reacciones LTO ocurren en algún tiempo representativo, comprometiendo así el éxito de un proceso CIS. Bajos flujos de aire en la zona de oxidación producto de heterogeneidades del yacimiento y canalización del aire, promueven las reacciones LTO. Así mismo, cuando un crudo no tiene las características propensas para la combustión, también tiende a producir este tipo de reacciones debido al bajo consumo de oxígeno.

La baja o nula producción de óxidos de carbono, es decir, cuando reacciona más oxígeno con el hidrocarburo que aquel que se encuentra en los gases producidos<sup>10</sup>, es una evidencia de la presencia de las reacciones LTO en el proceso; sin embargo su característica principal es un descenso en la tasa de reacción de oxígeno a temperaturas en el rango de 450-540°F<sup>11</sup>.

---

<sup>8</sup> MOSCHOPEDIS and SPEIGHT, 1975; BABU and CORMACK, 1984; ADEGBESAN et al., 1987

<sup>9</sup> SEQUERA; Numerical Simulation of In Situ Combustion Experiments Operated under Low Temperature Conditions

<sup>10</sup> FASSIHI, BRIGHAM, RAMEY; Reaction kinetics of In-situ Combustion: Part I, Observations

<sup>11</sup> MOORE, URSENBACH, LAURESHEN, BELGRAVE, MEHTA. Ramped Temperature Oxidation Analysis of Athabasca Oil Sands Bitumen. 1999.

### 1.2.2 Reacciones de Pirólisis o Temperatura intermedia (ITO)

A medida que la temperatura aumenta, el aceite sufre un cambio químico conocido como pirólisis. Estas reacciones intermedias se refieren a aquellas donde ocurre la depositación del combustible para el proceso (coque). Estas reacciones son endotérmicas y se dan en 3 etapas: destilación, visbreaking y formación de coque.

Durante la primera etapa de destilación, el aceite pierde la mayoría de sus fracciones livianas y con gravedad media. A temperaturas un poco más altas, alrededor de los 400 o 540°F, se presenta el visbreaking donde los hidrocarburos pierden algunos átomos de hidrógeno para formar compuestos ramificados, que son más estables y menos viscosos. A temperaturas aún más altas, el aceite remanente en el medio poroso se descompone mucho más, dejando una fracción volátil y un residuo no volátil rico en carbono con pocos átomos de hidrógeno, que se conoce como coque.

El coque es definido como la fracción insoluble en tolueno del crudo, y generalmente contiene entre 80-90% de carbono y 3-9% de hidrógeno. La saturación original y residual de aceite, la gravedad API, viscosidad, y la relación atómica H/C, se encontraron como los factores más importantes que afectan la disponibilidad de combustible<sup>12</sup>. Así mismo, se encontró una fuerte relación de dependencia lineal en el número de Conradson y una proporción inversa con la gravedad API. En ambas escalas, campo y laboratorio, se puede ver que la litología de la roca puede ser incluso más significativa que la gravedad del aceite en la determinación de cuanto combustible es depositado<sup>13</sup>. En cuanto al proceso, algunos autores han indicado que una alta saturación de aceite y bajas temperaturas en el frente de combustión dejarán depositaciones mayores<sup>14</sup>.

---

<sup>12</sup> ALEXANDER, MARTIN, DEW., "Factors Affecting Fuel Availability and Composition during in Situ Combustion."

<sup>13</sup> BOUSAID AND RAMEY. Oxidation on Crude oil in porous Media"

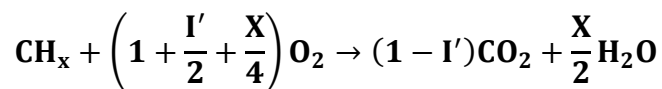
<sup>14</sup> Ibid.,p,10

### 1.2.3 Reacciones de Oxidación a Alta Temperatura (HTO)

Este tipo de reacción entre el oxígeno inyectado y el coque se da a temperaturas superiores a 650°F. Se caracterizan por el consumo completo del oxígeno en la fase gaseosa y los principales productos de estas reacciones son el dióxido de carbono, el monóxido de carbono y el agua. Este tipo de reacciones son exotérmicas, y el calor generado es el encargado de dar la energía térmica necesaria para sostener y propagar el frente de combustión.

Algunos investigadores<sup>15</sup> encontraron que la reacción de combustión era controlada por difusión, mientras otros encontraron que se controlaba por las reacciones químicas. Otros afirmaron que la tasa de combustión en general es dependiente de la concentración de oxígeno (presión parcial) en o cerca del frente de combustión. A grandes flujos de aire, la reacción es controlada por la tasa y a bajos flujos de aire, la reacción está limitada por la difusión.

En estas reacciones, el dióxido de carbono (CO<sub>2</sub>), el monóxido de carbono (CO), y el agua (H<sub>2</sub>O), son los principales productos. Estas son heterogéneas, (Gas – Sólido y Gas – Líquido), y se caracterizan por el consumo total del oxígeno en la fase gaseosa. La estequiometría de las reacciones HTO está dada por:



$$I' = \frac{\text{CO}}{\text{CO} + \text{CO}_2}$$

I = 0 para una combustión completa dado que solo se obtiene CO<sub>2</sub> y H<sub>2</sub>O.

---

<sup>15</sup> DABBOUS et al., 1974; Lin et al., 1984

Estudios<sup>16</sup> demuestran que a temperaturas superiores a 950°F, el proceso de combustión de coque es controlado por transferencia de masa, mientras que a temperaturas menores a 900°F, el proceso es controlado por la cinética química.

El proceso puede dividirse en las siguientes etapas<sup>17</sup>:

1. Difusión de oxígeno de la mayor parte del flujo de gas combustible a la superficie.
2. Absorción del oxígeno en la superficie.
3. Reacción química con el combustible.
4. Absorción de los productos de combustión.
5. Difusión de los productos fuera de la superficie y en la mayor parte del flujo de gas.

Si cualquiera de estos pasos es más lento que cualquiera de los pasos restantes, el proceso de combustión puede ser controlado por ese paso. Generalmente las reacciones químicas (Paso 3), procede mucho más rápido que el proceso de difusión. Por lo tanto en la mayoría de los casos la tasa de combustión es controlada por el proceso de difusión.

### **1.3 PROBLEMAS RELACIONADOS CON LOS EFECTOS DEL GRID**

#### **1.3.1 Identificación**

Aunque es posible modelar numéricamente un experimento de tubo de combustión con el fin de determinar el esquema de reacciones apropiado y otros datos necesarios para que se pueda realizar la simulación del proyecto, los datos obtenidos del ajuste histórico de estas pruebas de laboratorio no pueden ser

---

<sup>16</sup> OZOMARO, CHRISTIAN LUFEMI., "Analysis of Coke Combustion during In Situ Oil Recovery." 1978.

<sup>17</sup> SCARBOROUGH and CADY, 1982

utilizados directamente en la simulación a escala de campo<sup>18</sup>. Esta dificultad de realizar un escalamiento del proceso de combustión in situ está relacionada directamente con los efectos que ocasiona el tamaño de las celdas del modelo de simulación, debido a la imprecisión generada en la distribución de presión, temperatura y otras variables de yacimiento<sup>19</sup>.

Varios problemas puntuales hacen que sea complejo el modelamiento del proceso de combustión. Se sabe que la forma en la que trabaja un simulador, es un esquema numérico de diferencias finitas donde cada bloque toma un valor promedio para cada una de sus propiedades. Los grid blocks utilizados para la simulación de tubo son del orden de pulgadas de espesor, donde claramente se puede evidenciar los efectos del frente de combustión, pero dado los enormes tiempos de cómputo que la utilización de estos genera, para una simulación de campo los que se utilizarían son de 100 a 1000 veces más grandes.

Al utilizar celdas de mayor tamaño, es decir a escala de campo, no se alcanza a ver una distribución adecuada de las propiedades. El problema se acrecienta sabiendo que el frente de combustión sufre importantes cambios químicos y térmicos, que afectan todo el proceso y que no se modelan correctamente al utilizar celdas más grandes. Sin embargo, si se utilizaran las celdas del tamaño óptimo, correspondiente a la extensión real del frente de combustión, los tiempos de cómputo y las necesidades de memoria serían enormes.

Por otro lado, la mayoría de modelos numéricos se basan en la ecuación de Arrhenius como herramienta para representar el consumo y generación tanto de masa como de energía. En esta ecuación se ve la dependencia directa entre la temperatura y la velocidad de la reacción. Tomando en cuenta esto, los datos cinéticos estimados de un ajuste histórico de un tubo de combustión, son así

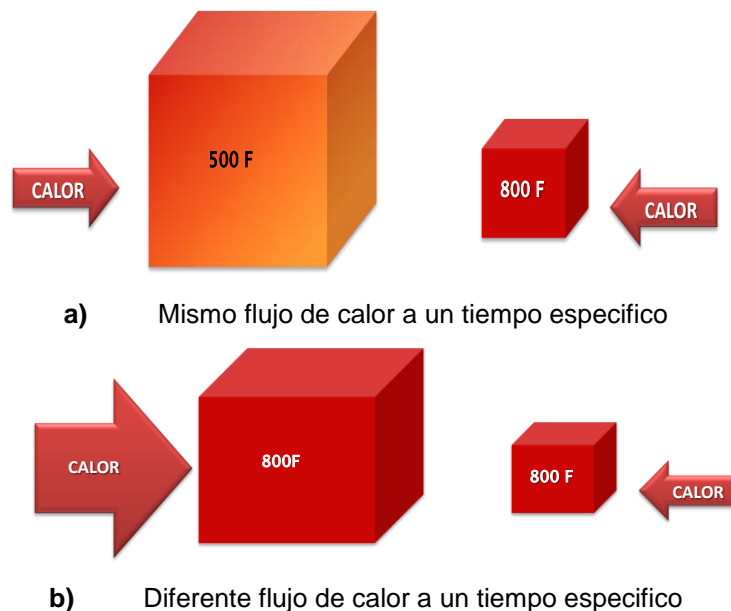
---

<sup>18</sup>MARJERRISON, D.M., FASSIHI M.R., A Procedure for Scaling Heavy-oil Combustion Tube Results to a field Mode.SPE

<sup>19</sup>COATS , K.H., Some Observations on Field-Scale Simulation of the In-Situ Combustion Process. SPE

mismo dependientes del tiempo y de la temperatura. Al variar el tamaño del enmallado con bloques más grandes, no se producirán resultados similares a los iniciales. La velocidad de reacción aumenta a medida que la temperatura aumenta, si tenemos un mismo flujo de calor en un determinado tiempo, un bloque más grande no podrá alcanzar la misma temperatura que uno de un tamaño mucho menor<sup>20</sup>. Es así como se necesita un mayor flujo de calor con el fin de alcanzar las temperaturas requeridas para el mismo efecto del proceso. (Ver figura 3)

**Figura 3.** Flujo de calor y temperatura dependientes del tamaño de bloque



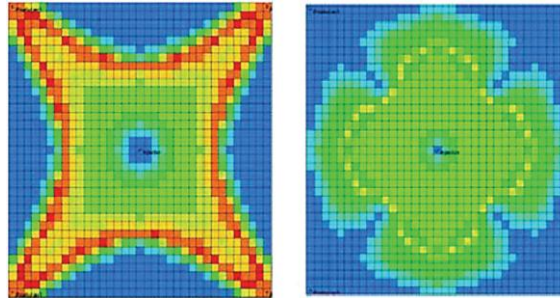
**FUENTE.** YATTE F.C, Estudio Analítico para Determinar los Efectos de la Tasa de Inyección de Aire sobre los Perfiles de Temperatura y los Gases de Combustión mediante la simulación numérica de una Prueba de Tubo.

La otra dificultad está relacionada con los efectos de orientación del grid. Desde hace tiempo se conoce que los efectos de orientación del grid son más grandes

<sup>20</sup> YATTE F.C, Estudio Analítico para Determinar los Efectos de la Tasa de Inyección de Aire sobre los Perfiles de Temperatura y los Gases de Combustión mediante la simulación numérica de una Prueba de Tubo. Tesis de Maestría, Universidad Industrial de Santander, GRM, 2011

cuando la diferencia de movilidades entre el fluido inyectado y el fluido de los yacimientos es grande. La inyección de aire en yacimientos de crudo pesado, representa el peor escenario dado que la viscosidad del aire es muy baja y la del aceite es muy grande. La solución para este problema es utilizar una formulación de diferencias finitas de nueve puntos en la dirección areal.

**Figura 4.** Perfiles areales de temperatura ilustrando los efectos de orientación del grid, durante un proceso de combustión in situ. Derecha: esquema 5-puntos, Izquierda: esquema 9-puntos.



**FUENTE:** GUTIERREZ et al. "The Challenge of Predicting Field Performance of Air Injection Projects Based on Laboratory and Numerical Modelling".

Comparando las corridas de combustión en un patrón invertido de 7 puntos utilizando 5-puntos y 9-puntos como se muestra en la figura 4, se puede ver claramente que los efectos de orientación son de hecho un factor clave en los resultados del modelo (los perfiles de temperatura corresponden a la misma capa del grid al mismo tiempo).

### 1.3.2 Soluciones planteadas al problema

Debido a la gran importancia de la simulación numérica en el estudio de cualquier método de recobro, varios autores han planteado algunas opciones para mitigar estos problemas.

Inicialmente se presenta una herramienta de los simuladores conocida como malla dinámica. La función de este tipo de refinamiento es centrarse en el avance del

frente y solo refinar esta zona. A medida que el frente va avanzando, en un modelo refinado, las celdas que tengan una propiedad específica planteada, se amalgaman con el objetivo de disminuir así los tiempos de cómputo. Contario a lo que ocurriría si se hiciera la simulación con el modelo refinado. La opción de enmallado dinámico automáticamente utiliza una celda pequeña en las áreas de grandes temperaturas y cambios en la fracción molar, y en las áreas de pequeños cambios se pueden utilizar bloques de mayor tamaño. Esta opción ha demostrado acelerar los tiempos de cómputo de 1 a 12 veces y cada vez alcanza mayor popularidad.

Como segunda opción, Coats<sup>21</sup> introduce el concepto de Temperatura de Activación ( $T_{ACT}$ ), un parámetro adicional que se emplea en conjunto con los términos de Arrhenius  $e^{\frac{-E}{RT^*}}$  en las reacciones de oxidación del crudo pesado y liviano. Partiendo del hecho que una vez el oxígeno entra al bloque y sea consumido a una tasa proporcional (Arrhenius) se puede manipular esta  $T_{ACT}$  para definir los diferentes niveles de utilización de oxígeno. De este modo, si la temperatura del bloque no alcanza la  $T_{ACT}$ , ésta será reemplazada por el nuevo parámetro; por otro lado, si el valor de la temperatura de la celda es mayor o igual a la  $T_{ACT}$ , permanecerá igual. Con estas modificaciones se puede ajustar que las celdas alcancen los valores que se necesitan.

$$T^* = T_{ACT} \text{ si } T \leq T_{ACT}$$

$$T^* = T \text{ si } T \geq T_{ACT}$$

Kumar<sup>22</sup> plantea una técnica, donde se modifican los parámetros cinéticos para elevar la temperatura de cada celda. Esto se logra gracias a la proporcionalidad de la Ecuación de Arrhenius, elevando el factor pre-exponencial o bajando el valor de la energía de activación. Kumar muestra que simplificando el esquema de

---

<sup>21</sup> COATS, Op.cit.,p.12

<sup>22</sup> Kumar, M. Simulation of Laboratory In-Situ Data and EKect. of Process Variations.

reacciones e ignorando completamientos de las reacciones de oxidación del coque y de craqueo, el efecto del tamaño de los bloques del grid en la simulación se vuelve mínimo. Esta técnica no toma en cuenta la cinética obtenida del ajuste histórico de una prueba de tubo de combustión.

Marjerrison y Fassih<sup>23</sup> presentan un procedimiento para el escalamiento del proceso, tomando los resultados de un tubo de combustión y convirtiendo la cinética de modo que pueda ser utilizado para bloques a escala de campo. Esta técnica consiste en 3 pasos principales:

- 1.** Ajuste histórico de las pruebas de tubo de combustión utilizando un grid fino de espesor donde ( $\Delta X$ ) es igual o menor al espesor del frente de combustión. Ajustar las reacciones químicas y la cinética de la reacción con los datos disponibles de laboratorio para que se obtenga un ajuste aceptable.
- 2.** Construir un elemento de campo unidimensional con espesor ( $\Delta X$ ) pero con ( $\Delta Y$ ) y ( $\Delta Z$ ) de escala de campo. Permitir las pérdidas de calor a la zona superior e inferior del yacimiento. Llevar a cabo corridas con flujos de aire que asimilen las esperadas en el campo.
- 3.** Construir un modelo unidimensional a escala de campo con el mismo tamaño de aquellos utilizados en el modelo a escala de laboratorio. Desarrollar un esquema de reacciones simplificado para que los resultados obtenidos del elemento de campo sean duplicados. Con estos pasos, se podría hacer un “escalamiento” por pasos, encontrando buenos resultados y se tendría en cuenta los datos encontrados a nivel de laboratorio.

---

<sup>23</sup> MARJERRISON Op.Cit., p, 12

## 1.4 FLUJO DE TRABAJO PARA EL MODELAMIENTO DE CIS

En la literatura<sup>24</sup> se han propuesto una serie de pasos a llevar a cabo para aplicar el modelamiento del proceso de Combustión, los cuales permiten tener un desarrollo detallado de la simulación de la técnica. Los pasos a seguir son:

1. Caracterización del crudo y ajuste de las pruebas PVT disponibles mediante las ecuaciones de estado (EoS).
2. Desarrollo de pruebas cinéticas tipo: TGA, DSC, ARC.
3. Desarrollo de un modelo cinético, a partir de experimentos cinéticos.
4. Ajuste cinético (pruebas cuantitativas RTO)
5. Ajuste histórico de una prueba de tubo de combustión realizada, sobre un yacimiento sugerido.
6. Simulación semi-cuantitativa del proceso.
7. Análisis de sensibilidad de los parámetros operacionales del piloto, espaciamiento entre pozos y tasa de inyección de aire.

### 1.4.1 Caracterización del crudo

Para caracterizar el aceite utilizado, se deben identificar los pseudo-componentes usados en el modelo cinético. Entre las caracterizaciones del crudo más usadas se puede encontrar el análisis SARA el cual divide el crudo en: Saturados, Aromáticos, Resinas y Asfaltenos, por otro lado, se encuentra el análisis composicional que clasifica los pseudo-componentes a partir de los pesos moleculares. Además, se deben identificar propiedades de los componentes tales como pesos moleculares, gravedades específicas y fracciones molares.

#### Modelamiento del comportamiento de las fases:

Después de finalizar la caracterización del fluido, el siguiente paso consiste en ajustar las pruebas PVT disponibles, tales como la expansión a volumen constante

---

<sup>24</sup> ANAYA I. LA CRUZ R. ALVAREZ A. GUTIERREZ D. SKOREYKO F. CARD C. "Simulation Study For Designing An In Situ Combustion Pilot In The Orinoco Belt Of Venezuela: From Laboratory Studies To The Field Scale", 2010

(CCE), liberación diferencial (DL) y la prueba de separador. También es posible ajustar los datos de viscosidad disponibles, mediante el uso de correlaciones, en función de la presión y la temperatura.

#### **1.4.2 Desarrollo de pruebas cinéticas**

La realización de pruebas cinéticas como TGA, DSC y ARC, son indispensables ya que de eso depende el desarrollo del modelo de reacciones. De estas pruebas se pueden obtener parámetros cinéticos tales como energías de activación, factores de frecuencia, y algunas variables del proceso como: interacción fluido roca, relación hidrógeno carbono, entalpías, calores de reacción, capacidades caloríficas de la muestra, cantidad de combustible depositado, entre otros.

#### **1.4.3 Desarrollo de un modelo cinético.**

El objetivo de este paso es reducir el número de reacciones, lo cual podría ayudar a disminuir el tiempo de las simulaciones a escala de campo. Sin embargo, se debe tener en cuenta que el modelo cinético debe representar lo más cercano posible los fenómenos químicos que ocurren en el yacimiento.

#### **1.4.4 Ajuste cinético (pruebas cuantitativas RTO)**

Con el fin de validar o implementar los cambios necesarios al modelo inicial de reacciones propuesto, a partir de ajustes con algún otro experimento, se desarrolla una prueba RTO. Los experimentos RTO son una fuente muy valiosa de información para el proceso de combustión dado que estos se llevan a cabo bajo un cuidadoso modo controlado y se miden propiedades importantes como el análisis de gases de producción, la historia de temperatura y la depositación de coque. Adicionalmente, un experimento RTO cuenta con dos reactores idénticos, donde uno actúa como referencia, lo cual permite distinguir cuando el aumento de temperatura es debido a las reacciones de oxidación.

A partir de los resultados encontrados en los experimentos RTO, se elige una corrida cuyos resultados muestren características propias del régimen de temperatura bajo el cual se operó. Esta prueba va a ser representada en un modelo de simulación, utilizando el mismo esquema de calentamiento y los mismos parámetros operacionales. Finalmente se incorpora el set de reacciones planteado previamente, y se comparan los resultados experimentales, con aquellos modelados con el simulador. De esta forma, se tiene un fundamento para realizar cambios posteriores para el planteamiento de un modelo optimizado de reacciones.

#### **1.4.5 Simulación numérica de un tubo de combustión.**

Esta etapa incluye la realización de una prueba de tubo de combustión, en la cual se deben llevar a cabo en términos generales los siguientes pasos: el precalentamiento de la muestra, la inyección de gas de purga, el calentamiento hasta alcanzar la ignición y finalmente la inyección que aire que se extiende normalmente hasta el fin de la prueba. A partir de estos resultados, se construye el modelo de simulación a escala de laboratorio y se realiza el ajuste pertinente.

##### *Modelo de simulación a escala de laboratorio.*

Para construir el modelo de simulación a escala de laboratorio, es necesario el uso de un simulador térmico de yacimientos, considerando características como las siguientes:

- Dimensiones, dirección (radial o cartesiano), y tamaño de las celdas.
- Representación de un anillo interno para modelar el sistema roca-fluido, y un anillo externo (acero) junto con el material aislante.
- Uso de calentadores para aumentar la temperatura desde la temperatura de inyección a la temperatura de ignición.

- Representación del aceite, mediante el modelo de fluidos previamente desarrollado.
- Representación del modelo cinético previamente desarrollado.
- Asignación de parámetros cinéticos previamente establecidos.

*Ajuste histórico del tubo de combustión.*

El principal propósito del ajuste histórico del tubo de combustión, es validar y probar la aplicabilidad del esquema de reacciones desarrollado en el modelamiento del proceso de combustión a escala de laboratorio. Se ha planteado que este ajuste por sí mismo, no asegura una buena predicción del proceso de combustión a escala de campo y laboratorio. Sin embargo, si no se puede hacer un modelamiento del proceso a escala de laboratorio, las posibilidades de hacerlo a escala de campo serían muy limitadas, por esta razón es importante hacer la simulación a menor escala. Las variables normalmente ajustadas en el tubo de combustión se pueden dividir en producción, inyección y perfiles de temperatura como se muestra en la tabla 1 a continuación:

**Tabla 1** Variables de ajuste de una prueba de tubo de combustión.

<b>INYECCIÓN</b>	Gas inyectado acumulado
	Presión de inyección
	Tasa de gas
<b>PRODUCCIÓN</b>	Corte de agua
	Aceite acumulado
<b>PERFILES DE TEMPERATURA</b>	A diferentes tiempos (ubicación de las termocuplas)

**Fuente.** Autores

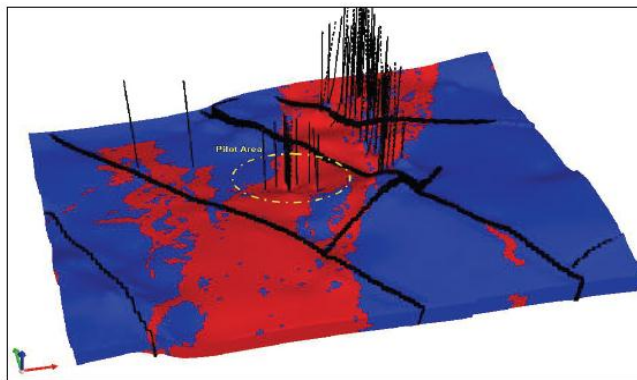
#### 1.4.6 Simulación semi-cuantitativa a escala de campo

Después de lograr un ajuste histórico razonable del tubo de combustión, se usa el mismo modelo de fluidos, permeabilidades relativas y reacciones químicas para modelar el proceso a escala de campo. Comúnmente es necesario modificar la cinética de las reacciones, parámetros operacionales y la generación del calor para obtener resultados como las temperaturas alcanzadas a escala de laboratorio. Además, es necesario el uso de geo-estadística, datos petrofísicos y sedimentológicos, para construir el “*full-fieldmodel*”.

##### Pre-selección del área del piloto.

Usualmente se prefiere seleccionar y estudiar el área más apropiada para la aplicación de la técnica, por lo tanto se analizan varios sectores del yacimiento para determinar si las propiedades de la roca y el fluido están en el rango de aplicabilidad del proceso, como se observa en la figura 5, donde la zona roja corresponde al área seleccionada.

**Figura 5.** Full Field Model - Área adecuada para CIS y área para el patrón.



**Fuente.** ANAYA I. LA CRUZ R. ALVAREZ A. GUTIERREZ D. SKOREYKO F. CARD C. “Simulation Study For Designing An In Situ Combustion Pilot In The Orinoco Belt Of Venezuela: From Laboratory Studies To The Field Scale”, 2010

Entre esas propiedades esta la gravedad API, la profundidad, la presión, el volumen de shale, el espesor neto, la porosidad, la permeabilidad, el corte de agua, entre otras. Después de identificar el área adecuada para la aplicación del proceso, finalmente, se puede seleccionar el área del patrón de la prueba piloto. Después de identificar el área apropiada para la aplicación de la técnica, es necesario escoger un sector que va a ser usado para modelar el área del piloto de la combustión, esto permite reducir los tiempos de cómputo, así como el tamaño de las celdas.

#### *Sensibilidad del tamaño de las celdas.*

Para seleccionar un tamaño de las celdas para un modelo en particular, es necesario hacer un análisis de sensibilidad con el fin de encontrar qué tanto afecta al aumentar o disminuir el tamaño de cada celda, si se observan resultados similares con tamaños más grandes que otros. Finalmente se escoge aquel que genere algún beneficio como menores tiempos de cómputo.

#### **1.4.7 Sensibilidad de los parámetros operacionales**

El éxito del inicio del proceso de combustión in situ, depende de los parámetros operacionales. Entre los parámetros más importantes a definir se encuentran:

- Distancia ente pozos inyector y productor
- Tasa de inyección de aire
- Ubicación de pozos
- Configuración del patrón

Es necesario evaluar aquellos factores que pueden afectar el rendimiento del proceso, entre ellos están las heterogeneidades del yacimiento y el espaciamiento

entre pozos, que pueden resultar en la canalización del aire y por lo tanto disminución de la eficiencia de barrido.

Por otra parte, un parámetro operacional muy importante para el éxito del inicio del proceso es la tasa de inyección de aire, que se ha recomendado en la literatura<sup>25</sup>, no debe ser alta al comienzo de la aplicación de una prueba piloto, contrario a esto, se debe iniciar con una tasa mínima de flujo para sostener la combustión y variarla durante la aplicación del proceso.

Finalmente, es de vital importancia realizar programas de monitoreo y seguimiento desde el inicio de la aplicación del proceso de aquellas variables que dan respuesta a los fenómenos que ocurren en el yacimiento, entre ellas está la tasa de inyección, presión de inyección, la presión de fondo, temperatura del yacimiento, temperatura en cabeza de pozo, concentración de gases de combustión, calidad del agua producida, propiedades del petróleo producido, volumen de fluidos producidos, corrosión y presión, temperatura y estado lubricante en el sistema de compresión.<sup>26</sup>

Después de haber seleccionado parámetros operacionales óptimos para la aplicación del proceso, es necesario evaluar el patrón a ser usado. Uno de los criterios utilizados para seleccionar el patrón adecuado es el factor de recobro de la región afectada por el proceso de combustión. Por lo tanto, el patrón más conveniente será aquel que genere un mayor factor de recobro por la aplicación de proceso.

---

<sup>25</sup> Ibid., p. 16

<sup>26</sup> REYES Y., MÉNDEZ G., "Metodología Integrada Para El Monitoreo Y Seguimiento De Yacimientos, Sometidos A Procesos De Combustión In Situ." Tesis De Pregrado, UIS, 2009. P 82

## 1.5 DEFINICIÓN DE VARIABLES DE ENTRADA Y SALIDA

### 1.5.1 Variables de entrada

Se eligieron 4 características específicas a las cuales se les realizaron cambios con el fin de evaluar su efecto sobre un proceso de combustión in situ. La más importante corresponde al tamaño del grid, el cual ha sido uno de los problemas más representativos en el modelamiento de CIS. Se evaluará el dimensionamiento del modelo, los cambios en los parámetros cinéticos (Energía de activación y factor de frecuencia) y la tasa de inyección de aire. De esta forma se busca establecer cual tiene un efecto más significativo en el desarrollo del proyecto.

- **Tamaño de Grid**

Se sabe<sup>27</sup> que los datos cinéticos obtenidos de las simulaciones de las pruebas de tubo de combustión no pueden ser utilizados directamente para las simulaciones a escala de campo, debido a varios problemas puntuales.

La ecuación de Arrhenius muestra que la tasa de reacción es dependiente de la temperatura y el tiempo a través del combustible. Esta dependencia de la temperatura hace a la reacción, sensible al tamaño de las celdas. Adicionalmente, utilizando un grid pequeño similar a los del modelo de tubo de combustión, aunque sería la forma ideal de capturar la física del proceso (el frente de combustión, el cual es del orden de centímetros), requeriría tiempos de cómputo extremadamente grandes.

- **Dimensiones**

El dimensionamiento de cualquier modelo tiene implicaciones muy diferentes e importantes debido a su información limitada sobre el desarrollo del proceso. Por ejemplo, un modelo unidimensional<sup>28</sup> solamente da una idea general del movimiento de los fluidos. Cuando se modela en 2D, es particularmente útil en la simulación de eficiencias de barrido, efectos de barreras y evaluación de arreglos

---

<sup>27</sup> GUTIERREZ, Op,cit.,p 3

<sup>28</sup> OSORIO, G., "Simulación Numerica de Yacimientos". Documento 1.

geométricos de pozos de inyección, hablando de una geometría horizontal. Cuando hay una geometría vertical, se pueden simular la variación vertical de permeabilidad, efectos de estratificación y efectos de segregación de fluidos. Finalmente se pretende encontrar una gran versatilidad al trabajar con modelos 3D, ya que estos pueden simular las condiciones de flujo areal y verticalmente.

- **Tasa de aire**

La tasa de inyección de aire es un parámetro de control que permite mejorar la uniformidad del frente, esto se debe a que las tasas de inyección controladas evitan la canalización del frente y además retardan su llegada al pozo productor.

Las tasas de inyección de aire más bajas permite más tiempo para que la transferencia de calor se dé hasta la base de la formación, con esto se reducen las condiciones severas en los pozos productores. Sin embargo, si las tasas de inyección son muy bajas, el flujo de aire y las temperaturas de combustión caerán a un punto en el cual la combustión no se puede sostener.

Autores como D.M. Marjerrison, y M.R. Fassihi (1992)<sup>29</sup>, plantearon un punto de partida para el flujo de aire en la simulación numérica del proceso de combustión, la cual está en función del espesor de las celdas. Ellos realizaron una serie de corridas variando la tasa de aire y el espesor de la celda, con lo que encontrando que el consumo de combustible est función de la relación  $Q/\Delta z$ , donde Q es el flujo de aire y  $\Delta z$  es el espesor de la celda. Esta relación, sugiere que la transferencia de calor es controlada por el consumo de combustible.

---

<sup>29</sup> MARJERRISON , Op.cit.,p 12

- **Parámetros cinéticos**

Energía de activación:

La energía de activación es aquella que necesita un sistema antes de poder iniciar un determinado proceso. La energía de activación suele utilizarse para denominar la energía mínima necesaria para que se produzca una reacción química dada. Para que ocurra una reacción entre dos moléculas, éstas deben colisionar en la orientación correcta y poseer una cantidad de energía mínima.

Esta variable afecta la velocidad de las reacciones que se dan en el yacimiento. Una mayor energía de activación genera una menor velocidad de reacción; y por lo tanto una menor energía de activación, generará una mayor velocidad de reacción.

Factor de frecuencia:

El factor de frecuencia o factor pre-exponencial, es denominado como la frecuencia con la que se producen las colisiones (con orientación adecuada) en la mezcla reactiva por unidad de volumen. Teniendo en cuenta que este factor está relacionado directamente con la velocidad de la reacción, un aumento del factor de frecuencia generaría una mayor velocidad, así como una disminución del mismo, generaría una menor velocidad de reacción.

### **1.5.2 Variables de salida**

Antes de llevar a cabo un proyecto de Combustión In Situ, se requiere conocer algunos parámetros de desempeño ya sean de yacimiento, operacionales o propios del proceso, los cuales van a repercutir en el desarrollo del mismo. Entre ellos se encuentran el frente de combustión, los perfiles de temperatura, la depositación de coque, el volumen y características de los fluidos producidos.

- **Fluidos producidos**

Después de generar una correcta ignición, la cual normalmente se hace mediante el uso de quemadores de fondo o inyección de vapor, y además de establecer la reacción de oxidación a alta temperatura o *rompimiento*; la clave para éxito de la aplicación del proceso es el continuo monitoreo, así como la aplicación de las correcciones apropiadas cuando sean necesarias. Dos medidas fundamentales son la tasa de producción de aceite y la composición y volumen de fluidos producidos. A continuación se mencionan los indicios o señales que se pueden presentar cuando existen problemas después del inicio del proceso:<sup>30</sup>

- Cuando la concentración de CO<sub>2</sub> en los gases de combustión (CO<sub>2</sub> + CO + N<sub>2</sub>) esté por debajo de alrededor del 10%.
- Incremento del contenido de oxígeno en los fluidos producidos.
- Disminución repentina en la tasa de producción de aceite.

La presencia de uno o más de estos factores es probablemente un indicador de la ocurrencia de las reacciones de baja temperatura o adición de oxígeno. Mientras que inicialmente, estos parecen ser problemas relacionados con los pozos de producción, pueden ser remediados fácilmente con cambios en el pozo de inyección. Entre las soluciones se encuentran, primero, aumentar del índice o tasa de inyección de aire del inyector asociado a los pozos afectados, o segundo, cerrar temporalmente el pozo inyector y permitir que las reacciones de la baja temperatura se apaguen. Posteriormente comenzar la inyección del aire otra vez a alta tasa, o posiblemente con la inyección de un bache del agua.

Los gases de combustión representan lo que está sucediendo en yacimiento, son el producto del proceso que se está llevando a cabo, por ende representan un factor importante para la evaluación del desempeño de la Combustión In Situ.

---

<sup>30</sup>URSENBACH M G., MOORE S.A, Air injection in Heavy Reservoir-A process whose time has come, 2007. P 82

Como primera medida, el aumento del contenido de dióxido de carbono y la disminución de la concentración de oxígeno en los gases producidos, indicará la ocurrencia de ignición. Finalmente, las señales de que el frente de combustión de alta temperatura se acerca a un pozo productor, son las altas temperaturas en el pozo, un fuerte olor asociado con el petróleo producido, o la producción de H<sub>2</sub>S o CO.

Las principales características en cuanto a los fluidos producidos de la mayoría de las aplicaciones canadienses son<sup>31</sup>:

- La relación aire inyectado aceite producido ha sido baja, normalmente menor que 1000m<sup>3</sup>(ST)/m<sup>3</sup>, sin embargo, realmente se han inyectado bajos volúmenes de aire acumulado, resultando en pequeños volumen de aceite incremental.
- En algunos proyectos, se ha notado que el proceso de Combustión In Situ, ha retardado la producción de agua, como resultado de la confinación.
- Se ha observado que los niveles de H<sub>2</sub>S en la producción, típicamente son menores de 2000 ppm.
- El pH del agua producida en campo, depende de la mineralogía de la matriz. La presencia de pequeña cantidades de calcita tiende a regular la acidez del agua, mientras que minerales como la sílice pura (cuarzo), resultan en la producción del agua ácida en algunos casos.

---

<sup>31</sup>Ibid., p 25

**Tabla 2.** Concentración de CO<sub>2</sub> en cada régimen de reacción de CIS.

REACCIÓN	CONCENTRACIÓN DE CO <sub>2</sub>
Ignición	↑CO <sub>2</sub>
Reacción de adición	<10
Reacción de pirolisis	N/A
Reacción de rompimiento	12-14

**Fuente.**OLIVEROS L., "Determinación Del Parámetros De Diseño Y Evaluación Técnica De Procesos De Combustión In Situ A Partir De Pruebas De Tubo De Combustión", Tesis De Pregrado, UIS, 2011.

En la tabla 2 se observa la concentración de dióxido de carbono para los diferentes regímenes de reacción que se presentan en la Combustión In situ, esto permite identificar los fenómenos químicos que ocurren en el yacimiento, y así tomar las medidas correctivas, si se considera la ocurrencia de problemas en el desarrollo del proceso.

- **Factor de Recobro**

El éxito de cualquier proyecto de recobro mejorado se manifiesta directamente en términos del recobro incremental de aceite, que a su vez está relacionado con la eficiencia de barrido volumétrica y el factor de recobro.<sup>32</sup>En el laboratorio, el recobro recuperado para un proceso de combustión in situ, usualmente está entre el 60% y 90% del aceite original, este alto recobro de aceite usualmente resulta de quemar crudos móviles en arenas con alta porosidad y que contiene alta saturación de aceite. El factor de recobro en campo es mucho menor que el obtenido en laboratorio debido a la menor eficiencia de barrido areal y vertical.

---

<sup>32</sup>REYES Op cit, p 22

En la simulación del proceso de Combustión In Situ a escala de campo, es posible que la eficiencia de barrido del frente de llama, no logre los valores deseados, entre las causas por las cuales puede suceder esto se encuentran:

- Bajas temperatura del frente de combustión.
- Generación de canales preferenciales que el frente va a tomar y por ende, la eficiencia de barrido no va a ser la esperada.
- Obstrucción del frente, haciendo que este no se mueva a través de la zona productora

La presencia de uno o la combinación de estos factores, representa un problema en la eficiencia de proceso y por lo tanto la disminución del factor de recobro. Lo cual haría la aplicación de esta técnica económicamente no factible

- **Avance del frente de combustión**

Uno de los principales parámetros de evaluación de un proceso de combustión, es el comportamiento del frente, especialmente el avance que este tiene a través de la extensión del yacimiento. La velocidad y posición del mismo determinan en gran manera la eficiencia del proceso y depende de varios factores adicionales.

La posición del frente a un tiempo determinado, se puede ver claramente en los perfiles de temperatura los cuales entran relacionados con la tasa de consumo de combustible y esta a su vez con la tasa de generación de energía que es controlada por el flujo de oxígeno. Es así como la tasa de inyección de aire se convierte en un parámetro operacional de gran importancia en la eficiencia del proceso.

En un estudio<sup>33</sup> de simulación sobre los principales efectos que se ven reflejados en el frente de combustión, se puede ver claramente que el requerimiento de aire para CIS es un parámetro importante de diseño y evaluación. Se realizaron varias corridas en el sistema donde se evaluaron variaciones en este factor. Comparando los resultados es evidente que un flujo insuficiente de aire trae como consecuencia la ignición pero no hay propagación del frente. De aquí se resalta la importancia de una tasa de inyección de aire suficiente para la propagación exitosa de un frente de combustión tanto en el laboratorio como en campo. De acuerdo con las experiencias y lecciones aprendidas, se considera que una buena opción es sobreestimar el flujo de aire requerido.

Para la evaluación tanto de la posición como el avance del frente se puede considerar que existe una relación lineal entre la tasa de consumo de oxígeno y la tasa de avance del frente de combustión<sup>34</sup>. Otros factores como la saturación de agua pueden afectarlo pero en bajos niveles.

La viabilidad y gastos de un proyecto se pueden ver afectados claramente por el avance. A medida que aumenta la velocidad del frente de combustión, los gastos en costos del aire van a disminuir por los menores requerimientos. Sin embargo, un frente rápido depende del tipo de crudo que brinde una cantidad de material residual que servirá como combustible.

- **Perfiles de temperatura**

Martin y Alexander incluyen dentro de su estudio<sup>35</sup> acerca de las variables más importantes del proceso, en este estudio se muestra a partir de experimentos con 5 tipos de crudo el comportamiento del frente, y se encontró que el primer máximo de cada una de las curvas de los perfiles de temperatura es un indicativo de la

---

<sup>33</sup> OLUROTIMI G. AWOLEKE. An Experimental Investigation of ISC in heterogenous media.

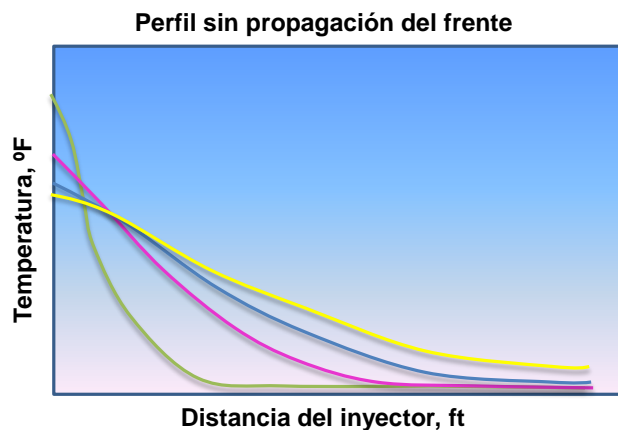
<sup>34</sup> RODRIGUEZ, J.R., MAMORA, D.R. Analytical Model of the Combustión Zone in Oxygen-Enriched In Situ Combustión Tube Experiments

<sup>35</sup> MARTIN Op, cit p 10.

localización de una zona de alta temperatura que se acumula mientras la ignición se mantiene a una alta temperatura y la tasa de aire era baja. El segundo pico de cada curva se desarrolla cuando la tasa de inyección aumenta después del periodo de calentamiento inicial. Los otros picos se utilizan para localizar el frente de combustión y su respectivo avance.

Con el fin de probar la relación del frente con la tasa de inyección, Olurotimi<sup>36</sup> desarrolla unos modelos de simulación en base a pruebas de laboratorio. En la figura 6 se muestran los perfiles de temperaturas a diferentes tiempos. Las temperaturas máximas se encontraron en el tope del yacimiento y se redujeron con el tiempo. De esta forma se puede ver que el flujo de aire no fue suficiente para esta corrida. En la figura 7, sin embargo, muestra el movimiento de los picos de temperaturas a medida que el frente viaja del tope hacia abajo cuando el flujo de aire se incrementa en un factor de 8.

**Figura 6.** Perfiles de temperaturas a diferentes tiempos sin propagación.



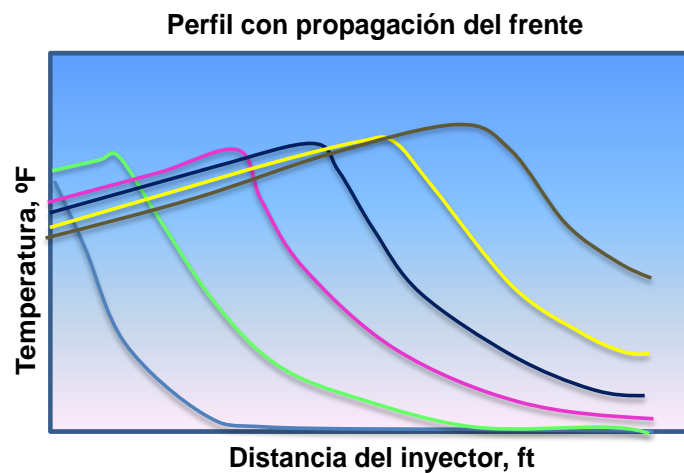
**Fuente.** OLUROTIMI G. AWOLEKE. An Experimental Investigation of ISC in heterogeneous media

Generalmente, los picos de temperatura de combustión empiezan con valores máximos después de alcanzar la combustión y finalmente disminuyen a medida que

<sup>36</sup> OLUROTIMI Op cit p 28.

llegaba al fin del tubo. Estas caídas en los picos de temperatura cuando se está llegando al final de tubo, se cree que es debido a la disminución de la concentración de combustible por unidad de volumen de empaque de arena, como un poco de aceite que será dejado debido al barrido del aceite in place debido al vapor o a los gases calientes delante del frente de combustión (ver figura 7).

**Figura 7.** Perfiles de temperaturas a diferentes tiempos con propagación.



**Fuente.** OLUROTIMI G. AWOLEKE. An Experimental Investigation of ISC in heterogeneous media.

La forma de los perfiles de temperatura ha sido mostrado que es dependiente del esquema de calentamiento, el flujo de aire y las saturaciones iniciales de agua y aceite. Debido a que los perfiles de temperatura reflejan la cinética de oxidación, los cambios fueron aparentes tanto en la temperatura máxima como en la extensión axial de la región de elevada temperatura.

## 2. ANÁLISIS DE MODELOS UNIDIMENSIONALES

### 2.1 METODOLOGÍA GENERAL 1D

En esta sección se realizará la evaluación del efecto del tamaño de las celdas en el desempeño del proceso de combustión in situ a partir del aumento periódico de las mismas, partiendo desde un modelo previamente ajustado.

Para la evaluación de los efectos del enmallado en el modelamiento numérico de un proceso de combustión in situ, se utilizará el simulador térmico STARS del grupo CMG. La selección se realizó teniendo en cuenta que el simulador se ajusta al proceso que se quiere representar, y así cumplir los objetivos propuestos para el trabajo.

Para la evaluación de los efectos del tamaño de las celdas y las dimensiones de los modelos de simulación en procesos CIS, se planteó una metodología de trabajo que parte de un prototipo a escala de laboratorio unidimensional. Teniendo como base un modelo previamente ajustado<sup>37</sup>, correspondiente a la simulación de una prueba de tubo de combustión realizada a un campo colombiano, se llegará hasta un modelo conceptual 2D a escala de campo. Se aumentará periódicamente el tamaño de las celdas, realizando los cambios operacionales y cinéticos pertinentes, de modo que represente el mismo proceso visto a nivel de laboratorio.

El efecto directo en el proceso se evaluará mediante variables objetivo, las cuales representan el desempeño del proceso. A través de cambios en las variables de entrada, es posible representar el comportamiento del proceso en el caso base, de acuerdo con el comportamiento de las variables de salida. De esta forma se determinará hasta qué punto los resultados son similares o difieren en los modelos a escala de campo comparados con los de laboratorio. En esta primera etapa del

---

<sup>37</sup> YATTE. Op, cit p 13

trabajo, se realizará la evaluación únicamente en modelos unidimensionales con el fin de estimar los problemas asociados únicamente al tamaño de las celdas.

## 2.2 CONSTRUCCIÓN DEL PROTOTIPO CONCEPTUAL DE LABORATORIO

El modelo base de laboratorio será de gran utilidad como punto de partida para la comparación de modelos con tamaños mayores de celda. Inicialmente se tomaron todas las propiedades del modelo radial basado en una prueba de tubo de combustión realizada con muestras de un campo colombiano<sup>38</sup>.

### 2.2.1 Descripción Modelo Base en Coordenadas cilíndricas

A continuación un breve descripción de las propiedades más importantes a destacar del modelo previamente ajustado. La tabla 3 resume las principales propiedades petrofísicas del modelo.

**Tabla 3.** Propiedades Petrofísicas utilizadas en el modelo

Propiedad	Valor
Porosidad	0.392
Permeabilidad I (D)	5
Permeabilidad J (D)	2
Permeabilidad K (D)	5
Saturación de Agua	0.86
Saturación de Aceite	0.14
Cap. Calorífica de la roca (Btu/ft <sup>3</sup> °F)	35

**Fuente:** Autores

---

<sup>38</sup>, Ibid p 13

- **Propiedades del Fluido**

El crudo que fue utilizado para este estudio es de 13°API, con una viscosidad de 149 cP a temperatura del yacimiento (186°F). Dentro de las pruebas que se le realizaron al crudo, se encuentra la de fraccionamiento, dando como resultado una distribución de 5 pseudo-componentes, tal como se presenta en la tabla 4.

**Tabla 4.** Composición del aceite

COMPOSICIÓN DEL ACEITE	
COMPONENTE	FRACCIÓN MOLAR
CO <sub>2</sub>	0,036712
N <sub>2</sub>	0,029872
C <sub>1</sub> - NC <sub>4</sub>	0,46596
IC <sub>5</sub> -C <sub>20</sub>	0,14657
C <sub>20</sub> -C <sub>30</sub>	0,32089

**Fuente:** YATTE GARZÓN, Fabián Camilo. "Estudio Analítico Para Determinar La Influencia De La Tasa De Inyección De Aire obre Los Perfiles De Temperatura Y Los Gases De Combustión Mediante La Simulación Numérica De Una Prueba de tubo

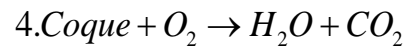
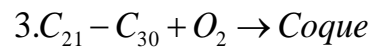
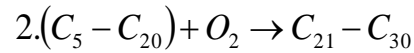
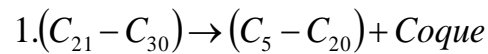
A partir de esta composición y con algunas propiedades básicas, se utilizó el software WinProp de la compañía CMG para construir el modelo de fluidos que se empleará en el modelo base. Es fundamental tener en cuenta los datos del fraccionamiento realizado, para el entendimiento del esquema de reacciones utilizado.

- **Modelo Reacciones**

La importancia del proceso de combustión in situ radica en la generación de un frente de combustión, producto de reacciones químicas dadas en el yacimiento. Es así como el planteamiento de un esquema de reacciones correcto, traerá consigo el modelamiento acertado del proceso.

El modelo de reacciones utilizado en el modelo de simulación está compuesto por 2 reacciones LTO, una reacción de craqueo (ITO) y una reacción de combustión (HTO) como se muestra a continuación:

### Modelo de Reacciones



Los parámetros cinéticos como energías de activación, factor de frecuencia, entalpia de reacción y órdenes de reacción utilizados se resumen en la tabla 5. Vale la pena aclarar que estos, serán sometidos posteriormente a cambios, con el fin de ajustar los resultados de las variables de salida, una vez se aumenten las celdas a un tamaño de campo.

**Tabla 5.** Parámetros cinéticos del esquema de reacciones

PARÁMETROS CINÉTICOS		
Reacción	Ea	A
1	40000	10000000
2	10000	70.83
3	20000	10000000
4	22000	10000000

**Fuente:** YATTE GARZÓN, Fabián Camilo. "Estudio Analítico Para Determinar La Influencia De La Tasa De Inyección De Aire obre Los Perfiles De Temperatura Y Los Gases De Combustión Mediante La Simulación Numérica De Una Prueba de tubo

En el modelo generado fue posible la generación de una combustión controlada a través del tubo sin tener en cuenta la adición de una chaqueta presurizada y un espacio anular tal cual la prueba de tubo de combustión. De este modo, sólo se tuvo en cuenta el medio poroso y el tubo de acero que la recubre.

- **Dimensiones**

Con este esquema se creó un modelo con coordenadas radiales, utilizando las siguientes dimensiones especificadas en la tabla 6.

**Tabla 6.** Dimensiones del modelo base

<b>DIMENSIONES DEL MODELO BASE</b>		
<b>PROPIEDAD</b>	<b>VALOR</b>	<b>UNIDAD</b>
<b>Longitud del Tubo</b>	5.5	Pies
<b>Diámetro Interno</b>	0.327	Pies
<b>Radio de la muestra</b>	0.165	Pies
<b>Espesor del Acero</b>	0.00663	Pies
<b>Diámetro total</b>	0.337	Pies

**Fuente:** YATTE GARZÓN, Fabián Camilo. "Estudio Analítico Para Determinar La Influencia De La Tasa De Inyección De Aire obre Los Perfiles De Temperatura Y Los Gases De Combustión Mediante La Simulación Numérica De Una Prueba de tubo

De esta forma, el modelo se establece con las siguientes propiedades de las celdas mostradas en la tabla 7:

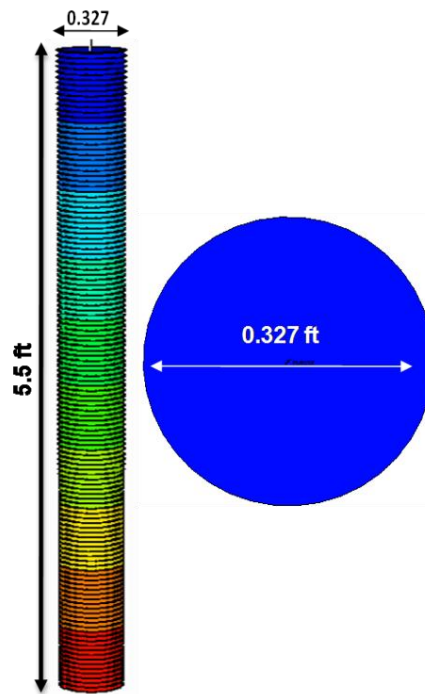
Tabla 7. Propiedades de las celdas

PROPIEDADES DE LAS CELDAS	
PROPIEDAD	VALOR
Divisiones r	2
Divisiones o	1
Divisiones k	128
Espesor x Grid (k)	0,0429687 pies
Total de celdas	256

**Fuente:** YATTE GARZÓN, Fabián Camilo. "Estudio Analítico Para Determinar La Influencia De La Tasa De Inyección De Aire obre Los Perfiles De Temperatura Y Los Gases De Combustión Mediante La Simulación Numérica De Una Prueba de tubo

La figura 8 muestra una vista en 3 dimensiones del modelo y su plano X-Y, con sus respectivas dimensiones.

Figura 8. Dimensiones del modelo base, vista 3D y plano X-Y



**Fuente:** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

- **Condiciones iniciales y calendario de inyección-producción**

El calendario de inyección-producción utilizado, está basado en los datos proporcionados de la prueba realizada en la Universidad de Calgary. Al inicio de la prueba se realiza una inyección de nitrógeno ( $N_2$ ), como gas de purga cuya función es establecer la conexión entre los dos extremos de la muestra, además de presurizarla y calentarla. Este periodo inició desde el minuto 3 y se extendió hasta el comienzo de la inyección de aire a las 16.5 horas.

En las pruebas de tubo de combustión se utilizan calentadores con el fin de ayudar a generar la combustión. Estos calentadores son ubicados en la parte superior del tubo, cerca al sistema de inyección. Se empezó el proceso de calentamiento inicial a las 13 horas de iniciar la prueba, a un valor no tan alto para estabilizar la temperatura de la mezcla de arena, luego se aumentó gradualmente y se mantuvieron hasta el final de la prueba a las 27 horas. Se registraron datos con un paso de tiempo de 0.5 minutos.

Las condiciones operacionales se mantuvieron constantes en cada inyección. Para el gas de purga se inyectó  $N_2$  puro a 270 ft<sup>3</sup>/día a una presión de 4000 psi. Posteriormente, se inyectó aire con una composición de 21%  $O_2$  y 79%  $N_2$  a la misma tasa pero a una presión de 4500 psi. Ambos gases mantenían una temperatura de 186°F.

### **2.2.2 Prototipo a nivel de laboratorio en coordenadas cartesianas**

El modelo base para este estudio se encuentra en coordenadas cartesianas, para lo cual se hicieron algunos cambios partiendo del modelo radial referenciado, previamente ajustado. Se conservaron todas las propiedades petrofísicas y de fluidos del modelo, el calendario de inyección-producción, las condiciones

operacionales, el esquema de reacciones y la cinética descritos previamente. Sin embargo, se hizo necesario hacer variaciones en el enmallado.

- **Dimensiones y tamaño de las celdas**

Las dimensiones del prototipo conceptual cartesiano a escala de laboratorio se modificaron, para conservar el volumen de cada celda antes cilíndrica. Se conserva el mismo espesor ( $\Delta z$ ), pero se varían las dimensiones ( $\Delta x$ ) y ( $\Delta y$ ) para mantener el mismo valor de área transversal. De este modo las nuevas dimensiones del modelo base se muestran en la tabla 8:

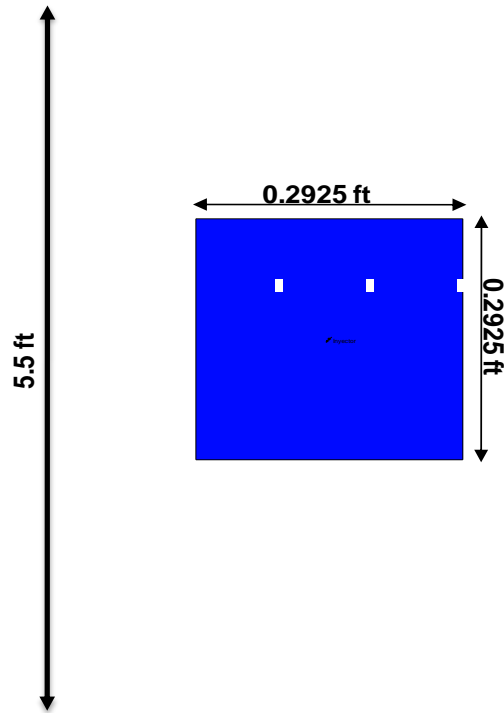
**Tabla 8.** Dimensiones del Prototipo conceptual

<b>DIMENSIONES DEL Prototipo Conceptual</b>		
<b>PROPIEDAD</b>	<b>VALOR</b>	<b>UNIDAD</b>
<b>Longitud del Tubo</b>	5.5	Pies
<b>Espesor (<math>\Delta z</math>)</b>	0.0429687	Pies
<b>(<math>\Delta Z</math>)</b>	0.2925	Pies
<b>(<math>\Delta Y</math>)</b>	0.2925	Pies

**Fuente:** Autores

Se elimina el espesor del acero, correspondiente al tubo de la prueba, para así tener un modelo unidimensional que represente únicamente el medio poroso (Ver Figura 9). Se conserva la misma cantidad de celdas en la dirección Z (128 celdas).

**Figura 9.** Dimensiones del prototipo a escala de laboratorio vista 3D y plano X-Y



**Fuente:** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

- **Orientación del Grid**

Como se mencionó en los fundamentos, uno de los grandes problemas con la simulación de combustión son los efectos de orientación del grid, debido a la gran diferencia de movilidades entre el aire y el crudo pesado. Es así como se recomienda<sup>39</sup> utilizar una formulación de diferencias finitas de nueve puntos en la dirección areal, en vez de la de cinco puntos que tiene el simulador por defecto. Sin embargo durante la construcción del modelo, se encontró que esta recomendación no aplica cuando se trata de un modelo unidimensional, porque esto produce errores en las corridas impidiendo la inyección de aire. De este

---

<sup>39</sup>GUTIERREZ Op cit., p 3

modo, se recomienda para modelos unidimensionales utilizar una formulación de cinco puntos.

- **Tipo de modelo para el cálculo de pozos.**

Además de cambiar la formulación de diferencias finitas, se realizó una modificación al tipo de modelo para el cálculo de pozo utilizado<sup>40</sup>. En el modelo inicial en coordenadas cilíndricas se utilizó el modelo de entrada de flujo radial o caída de presión lineal, identificado por la keyword \*GEO, donde el índice de pozo para cada una de las capas se calcula a partir de la información geométrica correspondiente a la palabra clave \*GEOMETRY, de las dimensiones y permeabilidad del bloque del enmallado en el cual se produce la terminación, y del factor de terminación *ff*.

Sin embargo, se recomienda utilizar la opción de extremo de tubería identificada por la keyword \*TUBE-END, que utiliza un modelo de flujo lineal en lugar del modelo de pozo radial usual para estimar el índice de pozo. La parte geométrica del índice<sup>41</sup> es igual al cálculo de la transmisibilidad lineal de los bloques, pero la distancia de separación se extiende del centro del bloque a la cara del bloque (es decir, la mitad de la longitud del bloque). Si los parámetros del enmallado son uniformes, el índice es dos veces la transmisibilidad de la cara en la dirección correspondiente.

Este modelo resulta apropiado para el extremo de una cara del núcleo, tal como se encuentra en experimentos de núcleos a escala de laboratorio. De esta forma se recomienda no solo para el prototipo empleado en el presente trabajo, sino para aquellos modelos que representen cualquier prueba de laboratorio.

---

<sup>40</sup>Manual del usuario. STARS Computer Modelling Group, Sección Datos de Pozos y Datos Recurrentes.

<sup>41</sup>Ibid p 40

## **2.3 RESULTADOS DEL PROTOTIPO CONCEPTUAL DE LABORATORIO**

Una vez construido el prototipo conceptual a escala de laboratorio, se realiza un análisis preliminar como comparación con el caso base correspondiente a la simulación de una prueba de combustión.

Se espera que los resultados sean muy similares, debido a que el único cambio realizado fue en las coordenadas con las que fue construido el prototipo. La comparación fue realizada con las variables de salida propuestas en la metodología presentada en el primer capítulo.

### **2.3.1 Variables de Salida Laboratorio.**

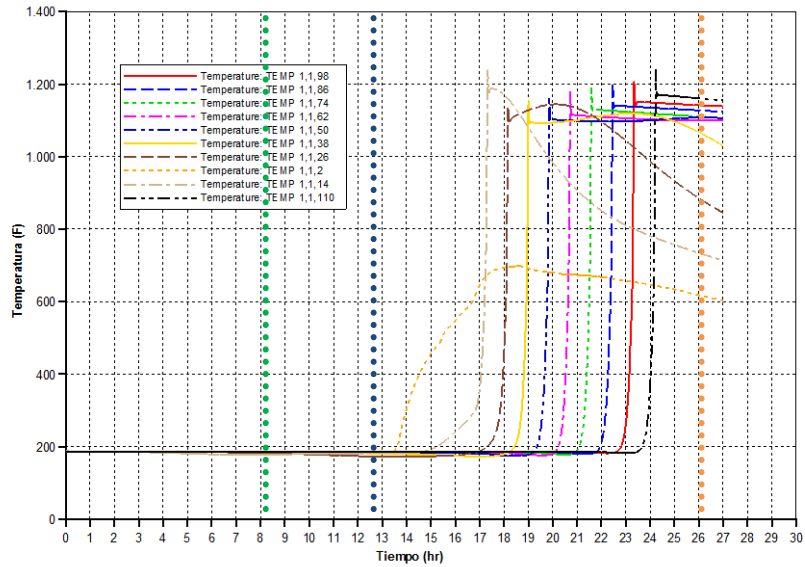
En las siguientes graficas de variables de salida, se analizaran la respuesta de cada una de las variables de salida planteadas en la metodología, para el prototipo unidimensional a escala de laboratorio. En cada una de las gráficas se especifica con una línea punteada verde el inicio de los calentadores, con la línea punteada azul el momento en donde termina la inyección de nitrógeno y a su vez empieza la inyección de aire, y con la línea punteada naranja el final de la prueba.

- **Perfiles de Temperatura**

Como se ve en la figura 10, los perfiles producto de la temperatura registrada en las termocuplas ubicadas a lo largo del prototipo, muestran una combustión en modo de alta temperatura con un frente que oscila entre los 1150 y 1200°F en toda la prueba

Una vez empieza la inyección de aire la temperatura sube inmediatamente, sin embargo se ve un incremento previo durante la inyección de nitrógeno, cuando inició la acción de los calentadores que ayudan a producir una ignición rápidamente al elevar la temperatura a los 700°F aproximadamente.

**Figura 10.** Perfiles de temperatura del prototipo conceptual a escala de laboratorio



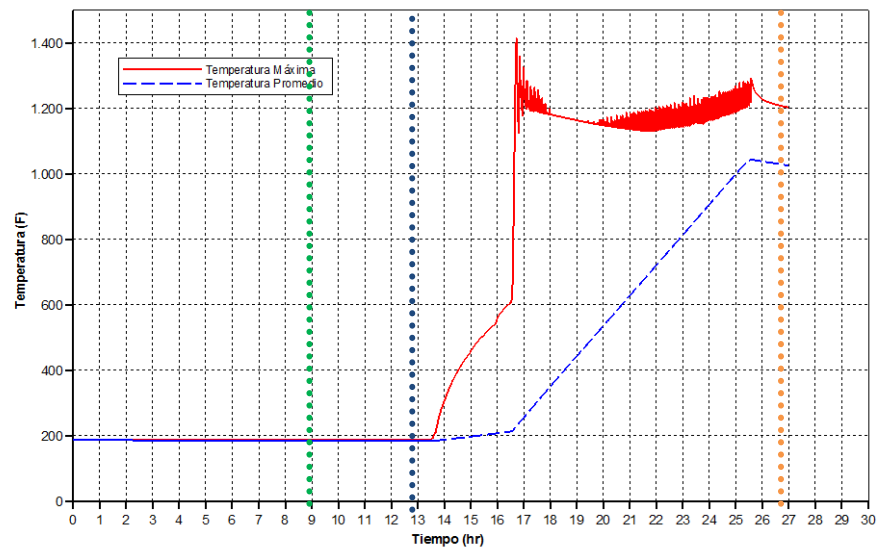
**Fuente:** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

En la primera termocupla ubicada en la segunda celda en dirección z, no se produce la ignición instantáneamente; la temperatura únicamente alcanza menos de los 700°F y cae paulatinamente. La segunda termocupla ubicada en la celda 14, alcanza la mayor temperatura registrada, debido a la excesiva formación de coque producto de los calentadores, pero cae inmediatamente. Las siguientes mediciones aunque no difieren mucho, alcanzan temperaturas cada vez mayores, hasta que la última termocupla registra un pico igual al inicial. Sin embargo, la temperatura se mantiene constante en gran parte del tiempo de duración de la prueba. Esto se debe a que el prototipo no considera pérdidas de calor hacia el exterior, y al tratarse de un modelo unidimensional, no hay celdas en esa dirección. De esta forma solo hay transferencia de calor en las celdas que se encuentran en el sentido del flujo.

En la figura 11 se pueden ver los picos máximos de temperatura alcanzados durante la prueba. Es necesario tener en cuenta que esta grafica representa el

comportamiento de consumo y generación de coque en cada una de las celdas del modelo. Inicialmente se puede ver un incremento leve en la temperatura hasta casi los 600°F producto del inicio del calendario de calentamiento realizado a través de los calentadores ubicados en la parte superior del prototipo. Una vez el aire es inyectado, la temperatura sube hasta los 1400°F para dar inicio a un comportamiento oscilatorio hasta el final de la prueba.

**Figura 11.** Temperatura Máxima del prototipo conceptual a escala de laboratorio



**Fuente:** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

Este comportamiento oscilatorio se asocia con la generación y consumo de combustible que produce temperaturas bajas y altas respectivamente. Durante toda la inyección de aire, la temperatura varía en un rango constante entre 1100 y 1200°F, excepto al inicio que alcanza temperaturas mayores, producto del consumo de una mayor cantidad de coque depositado a causa de los calentadores. Al final de la prueba se ve un leve incremento en los picos de temperatura alcanzados, fenómeno que se relaciona<sup>42</sup> con la transferencia de calor cuando el frente llega al final del prototipo, la cual es menor debido a la

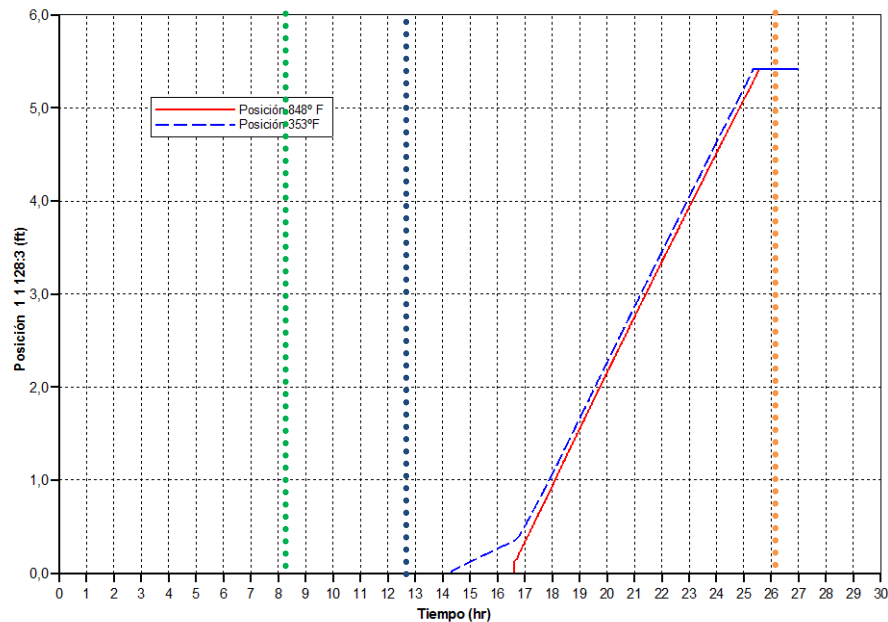
<sup>42</sup>YATTE, Op, cit., p 13

reducción del número de celdas delante del mismo. En esta misma figura se ve la temperatura promedio del modelo, la cual tiene una pendiente positiva constante una vez inicia la inyección de aire, hasta alcanzar un valor aproximado de 1020°F.

- **Posición del Frente**

En la figura 12, se puede ver el avance del frente de combustión a lo largo de la extensión del prototipo. Una vez empieza la inyección de aire, el frente representado por una alta temperatura de 848°F, cambia de posición a velocidad constante sin variaciones aparentes, hasta llegar al otro extremo del modelo. Con esta grafica se puede determinar el tiempo que le toma al frente atravesar el modelo, que es de aproximadamente 13 horas.

**Figura 12.** Posición del frente del prototipo conceptual a escala de laboratorio



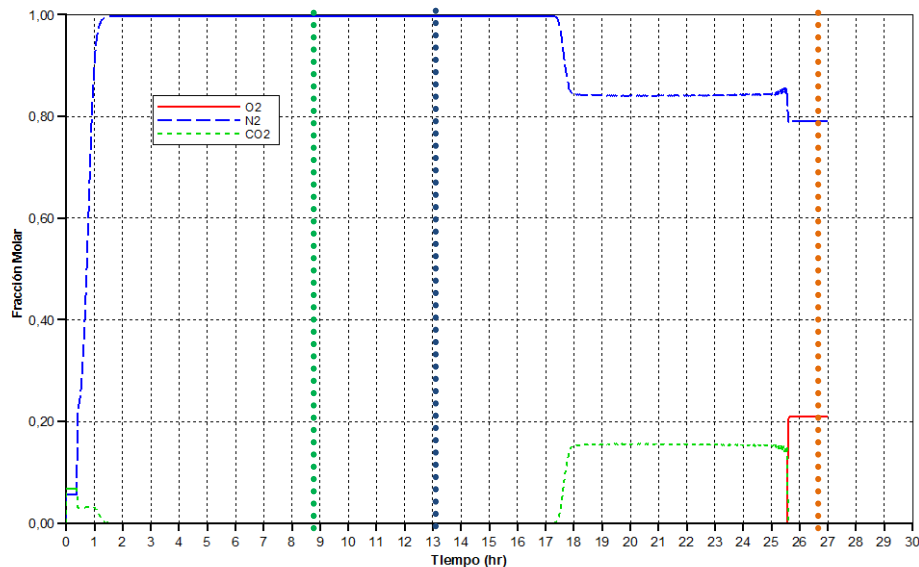
**Fuente.** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

- **Fluidos Producidos**

Los gases de combustión son una excelente herramienta para corroborar junto con los datos de temperatura, el régimen en el cual se encuentra el proceso. En la figura 13 se puede observar en fracción molar, la cantidad de Nitrógeno, Oxígeno y  $CO_2$  durante la duración de la prueba.

La inyección de nitrógeno se mantiene en 100% hasta que inicia la de aire, punto a partir del cual disminuye hasta un valor constante de 85%. Una vez empieza la combustión, se eleva inmediatamente el porcentaje de  $CO_2$  hasta un 15%, indicando un régimen HTO, valor que se mantiene hasta que inicia la producción de oxígeno una vez el frente llega al final del modelo.

**Figura 13.** Fluidos producidos del prototipo conceptual a escala de laboratorio



**Fuente.** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

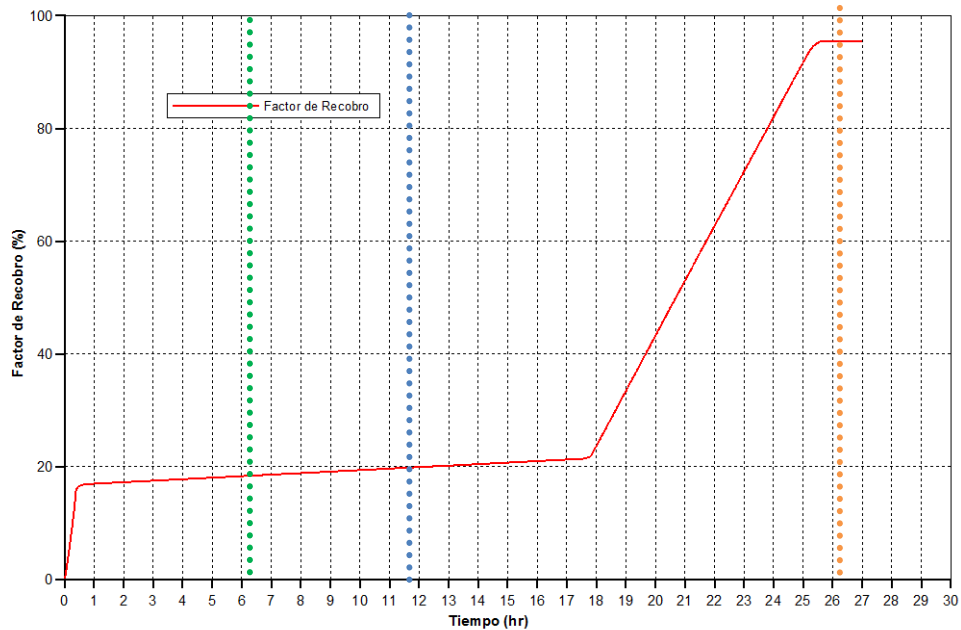
Finalmente debido a que el modelo numérico es unidimensional, no tendremos una producción de oxígeno sino hasta que el frente llega al otro extremo del prototipo, a este punto se ya no hay producción de gases de combustión, solo aire

con los misma composición indicada en el modelo (79%  $N_2$  y 21%  $O_2$ ). Este será un parámetro importante a tener en cuenta en los modelos en 2D para representar el fenómeno de overriding, por ahora en el modelo unidimensional no hay irrupción temprana de oxígeno.

- **Factor de Recobro**

Uno de los datos más importantes para evaluar la viabilidad de un proyecto, es el factor de recobro. En la figura 14, se puede ver un factor de recobro primario, correspondiente únicamente a la presurización de la muestra producto de la inyección de helio, que asciende hasta el 20% únicamente.

**Figura 14.** Factor de Recobro del prototipo conceptual a escala de laboratorio



**Fuente.** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

Una vez empieza la inyección de aire, el factor de recobro sube hasta un 96% de manera constante. Este valor demuestra la alta efectividad del proceso, cuando se

realiza una combustión adecuada. Aunque el valor es bastante representativo, es necesario tener en cuenta que se trata de un prototipo conceptual unidimensional, donde el frente se tiene controlado y solo hay flujo en una dirección. Uno de los principales problemas asociados con el desempeño de la combustión in situ en campo, es la imposibilidad de controlar el frente, factor que se evaluará en los modelos con 2 dimensiones. Por el momento solo se pretende resaltar la efectividad del método bajo condiciones controladas.

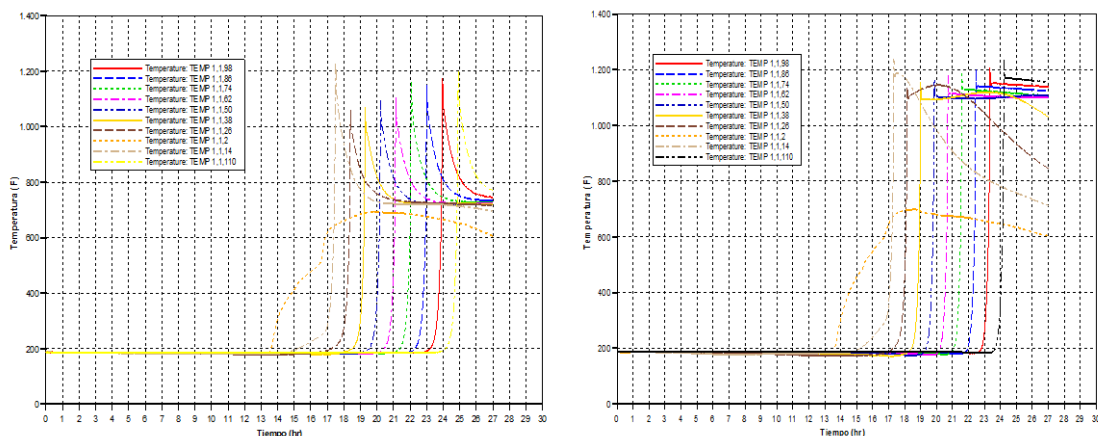
### 2.3.2. Comparación de Resultados Cartesiano Vs Radial.

A continuación, se analizarán y compararán los resultados de los modelos a escala de laboratorio, teniendo como punto de partida las variables de salida planteadas previamente.

- **Perfiles de Temperatura**

Un comportamiento muy interesante se puede ver en la comparación de los perfiles de temperatura del modelo base en coordenadas cilíndricas y el prototipo unidimensional en coordenadas cartesianas ambos a escala de laboratorio.

**Figura 15.** Comparación de Perfiles de temperatura a escala de laboratorio



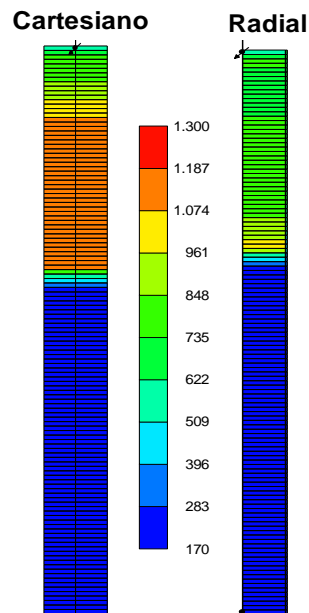
**Fuente.** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

La figura 15 muestra los perfiles de temperatura del modelo en coordenadas cartesianas, donde se pueden ver los comportamientos de temperatura registrados por las termocuplas.

La primera termocupla muestra un comportamiento similar al del prototipo, ya que no alcanza a suceder la ignición espontanea. A partir de la segunda termocupla se alcanzan temperaturas altas, cercanas a los 1200°F e inmediatamente desciende hasta llegar a los 750°F donde permanece constante hasta el final de la prueba. Este comportamiento se repite con las otras termocuplas, aunque las temperaturas que alcanzan son menores. La diferencia principal radica en las perdidas de energía en cada modelo

El prototipo únicamente tiene 1 celda en dimensión x y por lo tanto no existen perdidas a los alrededores, mientras que el modelo base considera 3 dimensiones y por ende hay pérdidas al espesor del tubo de combustión. Este efecto se puede ver mejor en una vista en 2 planos de ambos modelos como la figura 16.

**Figura 16.** Comparación del frente de combustión para los modelos a escala de laboratorio

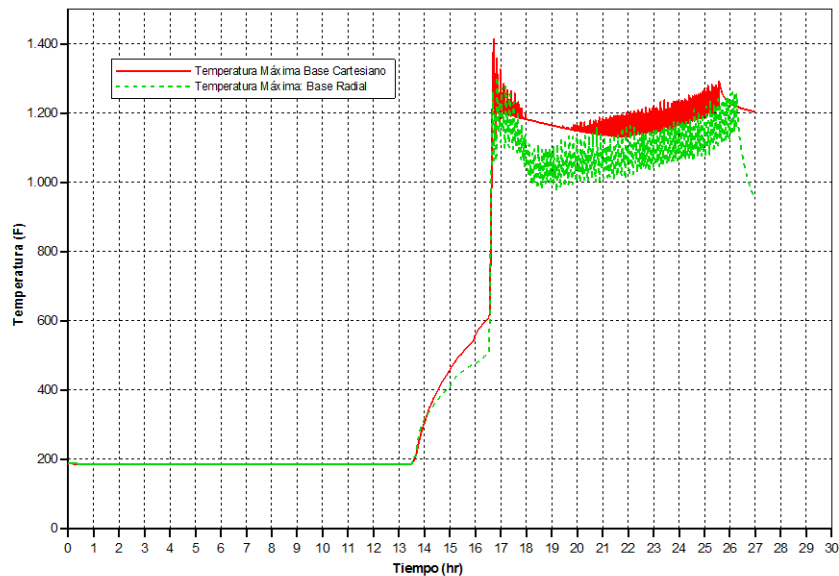


**Fuente.** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

Se ve como en el modelo cartesiano hay una región de gran extensión que mantiene temperaturas arriba de los 1000°F mientras que en el modelo radial, ésta zona solo considera el frente de combustión por su poca extensión.

En la figura 17, se ve la gráfica de los picos de temperatura para ambos modelos.

**Figura 17.** Comparación las temperaturas máximas para los modelos a escala de laboratorio

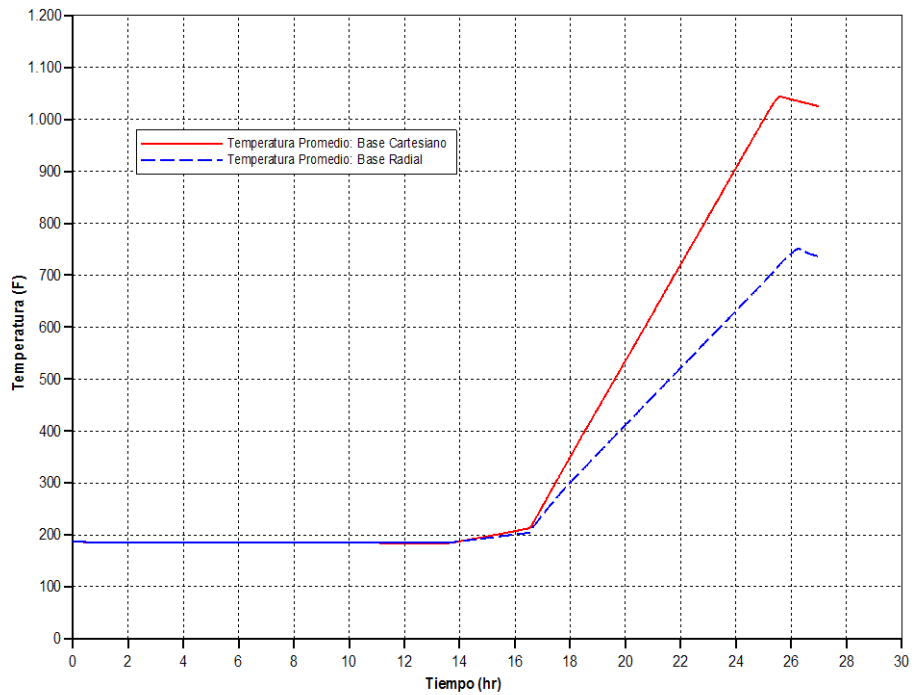


**Fuente.** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

En verde aparece el modelo base, y en rojo el prototipo construido. Aunque el rango de temperaturas es similar en los dos modelos entre los 1000 y los 1200°F, el prototipo tiene picos máximos un poco más altos que el modelo inicial, debido a las bajas pérdidas de energía que se consideran. Por otro lado, aunque se mantiene un comportamiento oscilatorio en los dos, el efecto es más pronunciado en el modelo inicial, lo que indica que hay una mayor generación de combustible por celda.

Adicionalmente, en la figura 18 se puede ver la temperatura promedio para cada uno de los casos, la cual difiere en casi 200°F, producto de las altas temperaturas que se mantienen en la extensión del prototipo.

**Figura 18.** Comparación de las Temperaturas Promedios para los modelos a escala de laboratorio

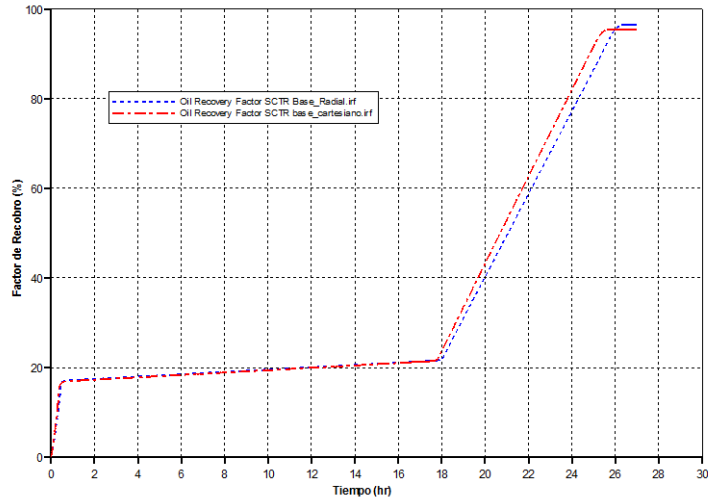


**Fuente.** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

- **Factor de recobro**

En cuanto al factor de recobro, los resultados no varían considerablemente en ambos casos como se observa en la figura 19. El factor de recobro total que se alcanza una vez el frente llega a su fin, es del 95% aproximadamente. En el prototipo se acelera un poco, sin embargo se considera despreciable.

**Figura 19.** Comparación del factor de recobro para los modelos a escala de laboratorio

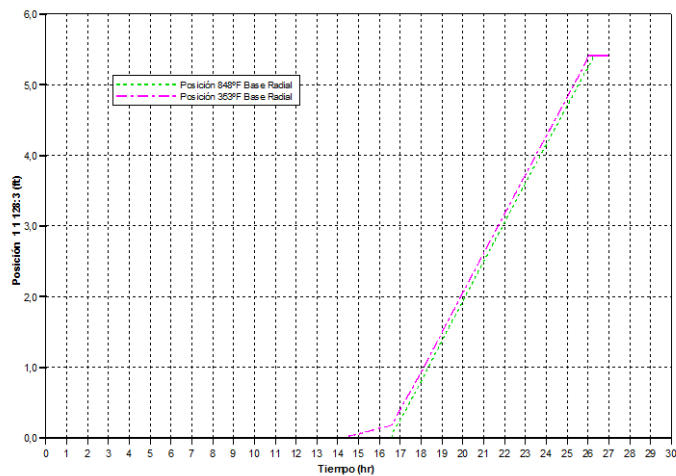


**Fuente.** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

- **Posición del frente de combustión**

En cuanto a la posición del frente, como se puede ver en la figura 20 las diferencias son también despreciables ya que la velocidad con la que avanza el frente de combustión en ambos modelos es similar.

**Figura 20.** Comparación de la posición del frente para los modelos a escala de laboratorio



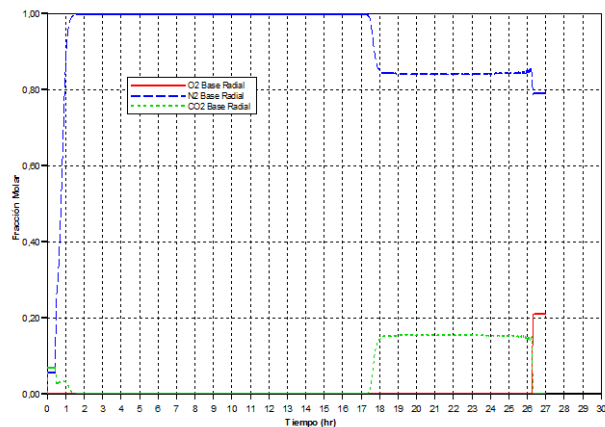
**Fuente.** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

- **Fluidos producidos**

En la figura 21 se observan los fluidos producidos del modelo, específicamente el CO<sub>2</sub> muestra una tendencia similar dado que alcanzan el mismo valor de un poco más de 0.150 en fracción molar. Sin embargo como se vio en la figura de posición del frente, el prototipo en coordenadas cartesianas llega al extremo del tubo un poco más rápido que el modelo base. De esta forma se puede concluir que mantener una mayor temperatura promedio en la extensión del modelo puede acarrear algunos cambios en cuanto a la velocidad de avance del frente pero no en el comportamiento del mismo, y se consideran despreciables.

Lo anterior se puede explicar con el siguiente ejemplo: entre menor sea el número de celdas del modelo, existirá menor cantidad de aceite por celda, más rápidamente ocurrirán las reacciones entre el aire y el aceite, se formara menos coque y a su vez genera mayor temperatura ya que el combustible se consume eficientemente. A diferencia de celdas de mayor tamaño donde más lenta ocurrirá la reacción, más cantidad de coque se formara y como se está inyectando la misma cantidad de aire, se consumirá menos coque y por lo tanto las temperaturas máximas serán menores.

**Figura 21.** Fluidos producidos para el prototipo a escala de laboratorio



**Fuente.** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

## **2.4. CONSTRUCCIÓN MODELO CARTESIANO A ESCALA DE CAMPO**

El siguiente paso del plan de trabajo, es la construcción del Modelo a escala de campo en 1D, en el cual se establecerán las variables de entrada identificadas como lo son la tasa de aire, los parámetros cinéticos, el número y dimensiones de las celdas. Para esto, se va a hacer una construcción periódica del modelo, a partir del análisis a cada una de las variables de entrada. Para finalmente obtener un modelo con dimensiones representativas a escala de campo, donde se incluyen todas las variables antes mencionadas.

Para establecer el modelo base de simulación en 1D, es necesario definir parámetro previos involucrados en el aumento del tamaño del Grid, para tal caso se ha dividido en tres partes dicho análisis: la primera parte corresponde al análisis de la tasa de inyección de aire como parámetro dependiente del tamaño de la celdas, la segunda parte consiste en el aumento periódico del tamaño de las celdas, la evaluación de su efecto y su ajuste si se hace necesario, y la última parte corresponde a la definición de las variables de entrada en el modelo de simulación a escala de campo.

### **2.4.1. Análisis de la tasa de inyección de aire**

Con el fin de tener un punto de partida para el aumento de la tasa de inyección de aire, se hizo una revisión de la literatura, y se encontró que éste parámetro tiene una relación directa con el aumento del espesor de las celdas. MARJERRISON D, M. FASSIHI M, R<sup>43</sup>., estudiaron el efecto del espesor de la celda sobre el consumo de combustible, para esto se llevaron a cabo una serie de corridas de simulación variando el espesor de las celdas y las tasa de inyección de aire como se muestra en la tabla 9. El procedimiento plantea, que en parejas de tasa de aire de 80scfd,  $2\Delta z$  y 40scfd,  $\Delta z$  el consumo de combustible era el mismo, así como para 40scfd,

---

<sup>43</sup> MARJERRISON Op cit., p 12

$2\Delta z$  y 20 scfd,  $\Delta z$ . Estos resultados indicaron que el consumo de combustible es una función de  $Q/\Delta z$  ( $Q$ : *Flujo de aire*,  $\Delta z$ : *Espesor de la celda*). Esta relación sugiere que la transferencia de calor está controlada por la depositación de combustible.

**Tabla 9.** Tasa y longitud de las celdas, planteadas para las corridas llevadas a cabo por MARJERRISON D., FASSIHI M, R

Tasa de Aire (scfd)	Dimensiones
80	$2\Delta z$
40	$\Delta z$
40	$2\Delta z$
20	$\Delta z$

Fuente. Autores

Menores flujos de aire, permiten que el calor se mueva por más tiempo delante del frente, causando las reacciones de craqueo (aumento de coque) antes que el aceite se desplace. Un mayor espesor de la celda incrementa el tiempo que la celda ubicada delante del frente de combustión, se expone a elevadas temperaturas. En este sentido, se hizo el análisis de sensibilidad de la tasa de aire, para construir el elemento de campo y comprobar hasta qué punto la relación propuesta  $Q/\Delta z$  era aplicable.

A partir de esto, se quiere comprobar lo que se plantea en el artículo publicado<sup>44</sup>, llevando a cabo una serie de corridas, aumentando únicamente la dimensión  $z$  de la celda. En la tabla 10 se muestran las dimensiones de la celda para cada corrida.

---

<sup>44</sup> ibid p.12

**Tabla 10.** Tasa y dimensiones de las celdas

Corrida	$\Delta x$	$\Delta y$	$\Delta z$	Tasa (scfd)
1	0.2925	0.2925	0.0859376	540
2	0.2925	0.2925	0.214844	1350
3	0.2925	0.2925	0.429688	2700

Fuente. Autores

Se utiliza el comportamiento de los picos de temperatura y los gases producidos, como variables de salida en la evaluación del efecto de la relación  $Q/\Delta z$ .

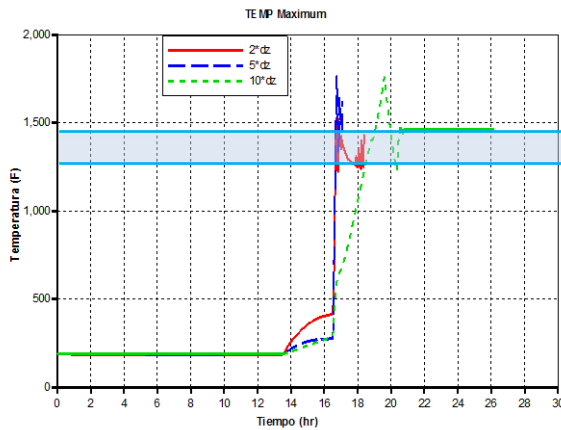
En la figura 22(a) se observan las temperaturas alcanzadas, las cuales superan las esperadas, denotadas por el rango azul, llegando a valores  $>1500^{\circ}\text{F}$ . La línea roja indica el doble aumento de la celda en la dirección  $z$  ( $2\Delta z$ ), la línea azul indica el aumento de cinco veces en la dirección  $z$  ( $5\Delta z$ ) y la línea verde indica el aumento de 10 veces en la misma dirección ( $10\Delta z$ ).

Estos resultados se confirman con el comportamiento de los gases producidos, en las figuras 13(b) para  $2\Delta z$ , 13(c) para  $5\Delta z$ , 13(d) para  $10\Delta z$ ; donde se observa que para ningún caso el dióxido de carbono presenta un comportamiento indeseado, al igual que para el nitrógeno y el oxígeno.

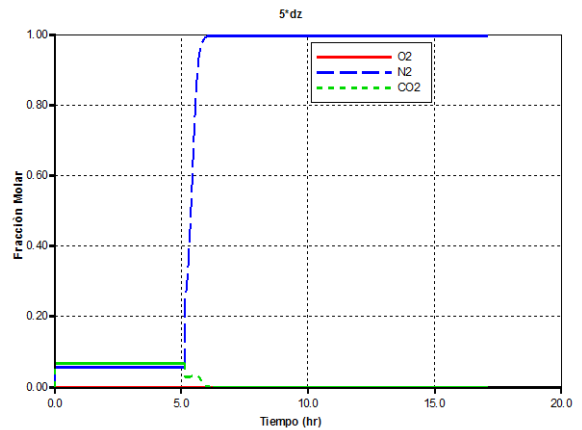
Esto se ha atribuido a la diferencia en el modelo de reacciones planteado para cada caso. En la tabla 11 se pueden observar las diferencias en la ecuaciones utilizadas en la simulación del proceso.

**Figura 22.** Comportamiento de la temperatura y los gases producidos para 2dz, 5dz, 10dz

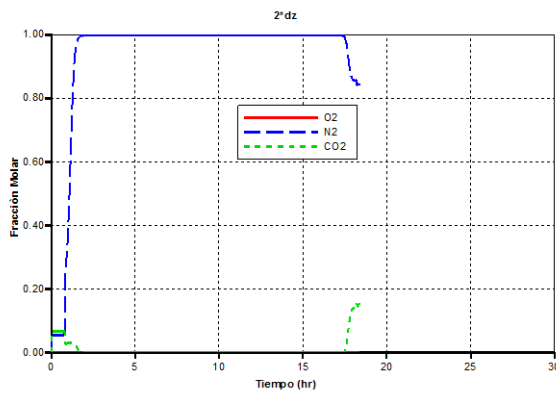
**Figura 22 (a).** Temperatura Máxima



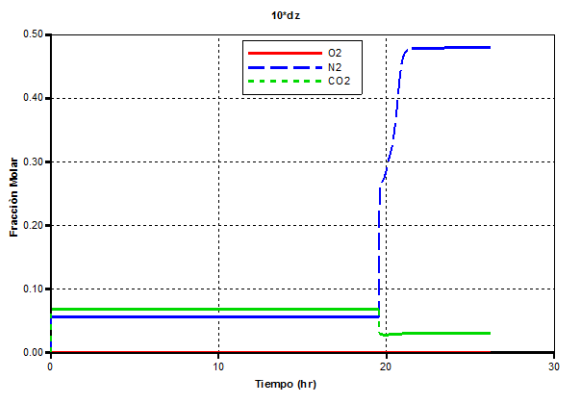
**Figura 22 (c).** Fluidos producidos (5Δz)



**Figura 22 (b).** Fluidos producidos (2Δz)



**Figura 22 (d).** Fluidos producidos (2Δz)



**Fuente.** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

El modelo de MARJERRISON D, M. FASSIHI M<sup>45</sup>, posee sólo una ecuación de craqueo térmico, mientras que el modelo del caso base está compuesto por dos reacciones de craqueo térmico, lo que implica una mayor generación de coque y por lo tanto temperaturas más altas. Es por esto, que al realizar únicamente los cambios propuestos en éste artículo, no se puede obtener los mismos resultados

<sup>45</sup> MARJERRISON, *Op Cit*

para el modelo base a escala de campo, como para modelos con celdas de mayor tamaño.

**Tabla 11.** Modelo de reacciones para cada simulación.

REACCIÓN	MODELO DE REACCIONES MARJERRISON D, M. FASSIHI M, R	MODELO DE REACCIONES CASO BASE
1	$HOIL + O_2 \rightarrow CO + H_2O$	$(C_{21} - C_{30}) \rightarrow (C_5 - C_{20}) + coque$
2	$HOIL \rightarrow LOIL + coque$	$(C_5 - C_{20}) + O_2 \rightarrow (C_{21} - C_{30})$
3	$coque + O_2 \rightarrow CO + H_2O$	$(C_{21} - C_{30}) + O_2 \rightarrow coque$
4	$LOIL + O_2 \rightarrow CO + H_2O$	$coque + O_2 \rightarrow H_2O + CO_2$

Fuente. Autores

#### 2.4.2. Aumento periódico del Tamaño del Grid

Como se mencionó anteriormente, para construir periódicamente el elemento de campo unidimensional, se hace un aumento uniforme en el tamaño de la celda, y así llegar a las dimensiones deseadas de la misma. En la tabla 12, se observan específicamente las longitudes de cada dirección (x, y, z) para cada corrida realizada. Como se puede notar, en los últimos casos, el aumento \*500 y \*1000 solo se hace en la dirección z, debido a que las demás direcciones (x, y) alcanzan longitudes de una simulación a escala de campo. Por lo tanto, el último caso, corresponde al tamaño de la celda para modelo unidimensional a escala de campo.

A continuación se muestran con detalles, los resultados de cada una de las corridas de acuerdo a la dimensión trabajada, para así determinar los efectos que produce el aumento en el tamaño de las celdas del modelo.

**Tabla 12.** . Tamaño de las celdas, para la construcción del elemento de campo

CORRIDA	$\Delta X$ (ft)	$\Delta Y$ (ft)	$\Delta Z$ (ft)	Tasa (scfd)
*2	0.585	0.585	0.0859376	540
*5	1.4625	1.4625	0.214844	1350
*10	2.925	2.925	0.429688	2700
*30	8.775	8.775	1.289064	8100
*50	14.625	14.625	2.14844	13500
*100	29.25	29.25	4.29688	27000
*500	29.25	29.25	28.906	135000
*1000( $\Delta Z$ )**	29.25	29.25	42.9688	270000

Fuente. Autores

#### 2.4.2.1. Aumento Grid de Simulación \*2

Para el primer aumento (Ver Tabla 13), cada una de las dimensiones (x, y, z) se incrementaron al doble al igual que la tasa de inyección de aire de acuerdo a la relación  $Q/\Delta z$  explicada previamente.

**Tabla 13.** Tamaño de las celdas, para el caso de aumento \* 2

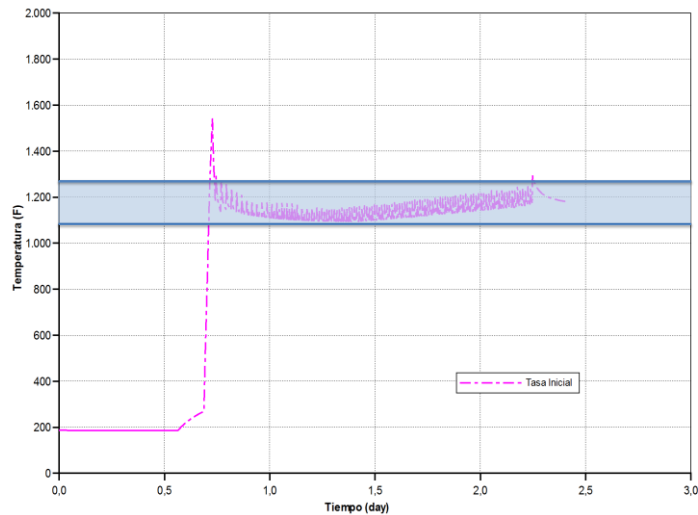
CORRIDA	$\Delta X$ (ft)	$\Delta Y$ (ft)	$\Delta Z$ (ft)	Tasa (scfd)
*2	0.585	0.585	0.0859376	540

Fuente. Autores

Se realizaron los análisis correspondientes con las variables de salida encontrando que hay un ajuste inmediato en comparación con los resultados base del prototipo inicial.

En la gráfica 23 podemos ver que la relación se cumple, alcanzando los valores propuestos para el ajuste señalado por la sección sombreada. No fue necesario realizar ningún tipo de modificación adicional.

**Figura 23.** Temperatura Máxima para el caso de aumento \* 2



**Fuente.** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

#### 2.4.2.2. Aumento Grid de Simulación \*5

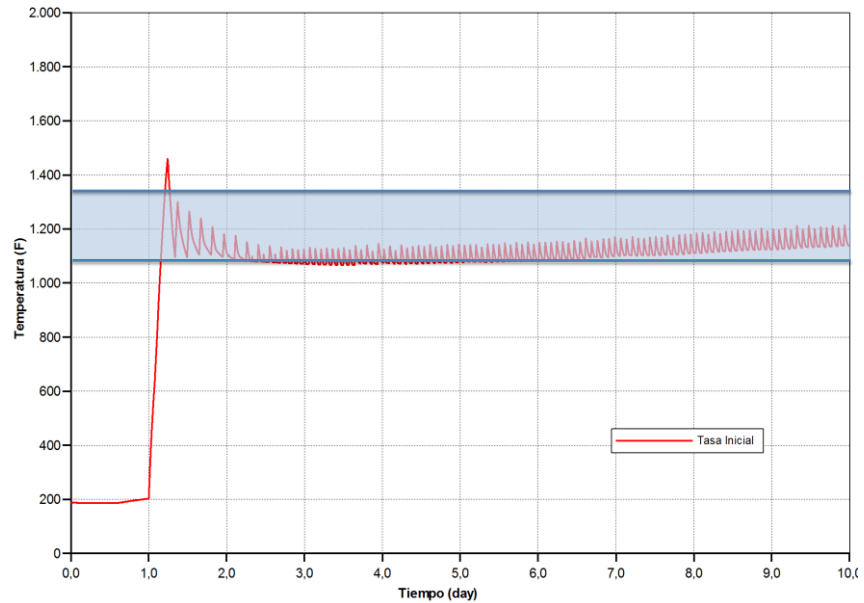
El próximo aumento es por 5 (Ver Tabla 14), donde aún no encontramos ninguna variación producto de un ajuste, hay que considerar que las dimensiones aún son muy pequeñas de menos de 2 ft. A continuación la gráfica 24 de picos de temperatura que muestra un ajuste perfecto, reflejado por la sección sombreada.

**Tabla 14.** . Tamaño de las celdas, para el caso de aumento \*5

CORRIDA	$\Delta X$ (ft)	$\Delta Y$ (ft)	$\Delta Z$ (ft)	Tasa (scfd)
*5	1.4625	1.4625	0.214844	1350

**Fuente.** Autores

**Figura 24.** Temperatura Máxima para el caso de aumento \* 5



**Fuente.** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

### 2.4.2.3. Aumento Grid de Simulación \*10

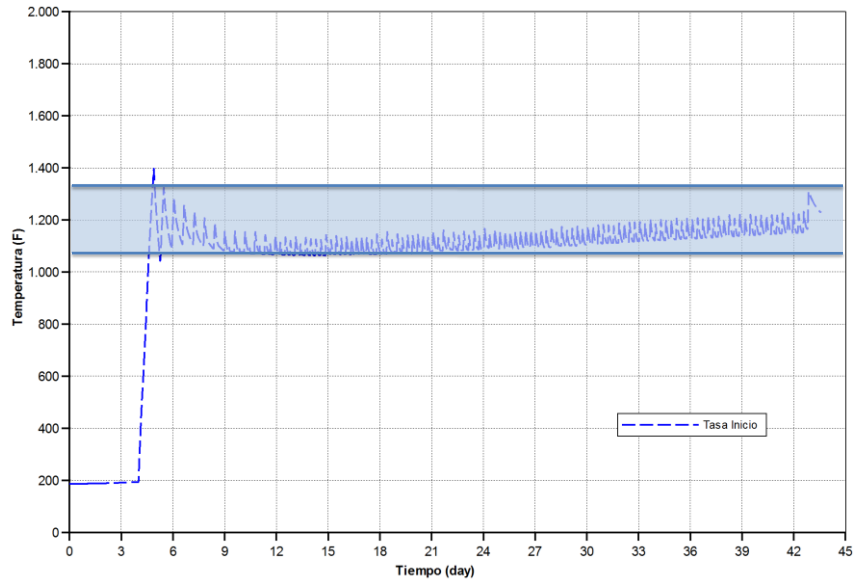
La grafica (Ver figura 25) mostrada a continuación muestran los resultados correspondientes a un aumento de las dimensiones iniciales \*10 al igual que la tasa de inyección. Como se ve, aún existe un ajuste perfecto en los picos de temperatura, los cuales se toman como punto de referencia para un posible ajuste.

**Tabla 15.** Tamaño de las celdas, para el caso de aumento \* 10

CORRIDA	$\Delta X$ (ft)	$\Delta Y$ (ft)	$\Delta Z$ (ft)	Tasa (scfd)
*10	2.925	2.925	0.429688	2700

**Fuente.** Autores

**Figura 25.** Temperatura Máxima para el caso de aumento \* 10



**Fuente.** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

#### 2.4.2.4. Aumento Grid de Simulación \*30

Una vez se aumenta el grid a una proporción mayor (Ver Tabla 16), dejando las celdas con un volumen aproximado de  $100 \text{ ft}^3$ , se empiezan a ver ciertas variaciones en los resultados. La figura 26 de picos de temperatura tiene un comportamiento dentro del rango buscado al principio de la prueba. Sin embargo, después de la mitad a los 160 días aproximadamente, empieza un incremento considerable de temperatura hasta llegar incluso a superar los  $1400^\circ\text{F}$ .

**Tabla 16.** Tamaño de las celdas, para el caso de aumento \* 30

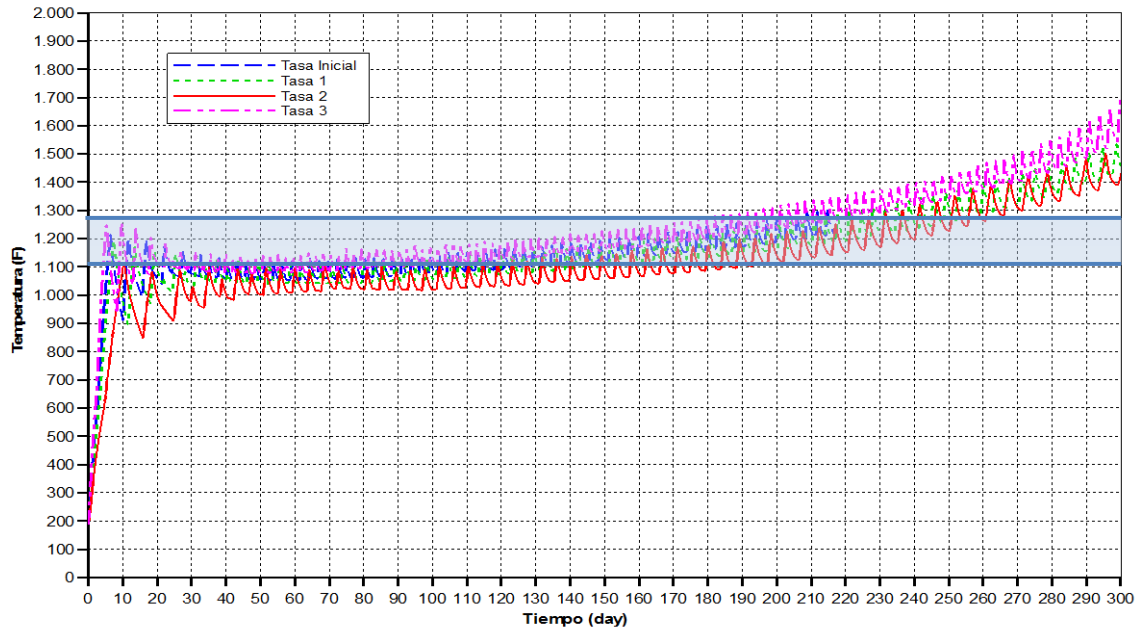
CORRIDA	$\Delta X$ (ft)	$\Delta Y$ (ft)	$\Delta Z$ (ft)	Tasa (scfd)
*30	8.775	8.775	1.289064	8100

**Fuente.** Autores

Existen varios métodos para ajustar los modelos de combustión, en este caso no tenemos datos históricos para realizarlo, por lo tanto nuestra base serán los resultados de las variables de salida para el prototipo conceptual construido a escala de laboratorio. Se recomienda tomar la tasa como un primer parámetro de

ajuste debido a que se trata de un parámetro operacional que puede estar sujeto a cambios y no es propio del proceso.

**Figura 26.** Temperatura Máxima para el caso de aumento \* 30



**Fuente.** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

Así mismo, otro de los parámetros fundamentales de ajuste son los relacionados con la cinética de las reacciones (Energía de activación y factor de frecuencia) como se explicó previamente. Se prefiere trabajar con variaciones en la Energía de Activación ( $E_a$ ) ya que los rangos de ésta variable son muchos menores comparados con los rangos de los factores de frecuencia ( $A$ ), lo que implica un rango de trabajo más limitado y por lo tanto un ajuste más sencillo.

- **Ajuste por tasa.**

Se inicia el proceso de ajuste, variando la tasa de inyección con el fin de disminuir un poco los picos de temperatura. En la siguiente grafica se realizan pruebas con diferentes tasas de inyección, sin embargo todas mantienen la misma tendencia

de incremento y no es posible encontrar una tasa que reproduzca el comportamiento deseado. En la Tabla 17 se especifican los valores utilizados.

**Tabla 17.** Tasa de aire para el ajuste de la temperatura máxima para el caso 30Δz

Corrida	Tasa	Valor (scfd)
Inicial	Inicial	8.100
1	Tasa 1	7.000
2	Tasa 2	5.000
3	Tasa 3	10.000

Fuente Autores

- **Ajuste por Cinética**

En la gráfica mostrada en la figura 27 se puede ver la comparación entre la corrida inicial en rojo, y una corrida adicional donde se realizó un ajuste cinético con una Energía de Activación un poco mayor en la reacción de craqueo (Ver Tabla 18).

**Tabla 18.** .Energía de activación para el ajuste de la temperatura máxima para el caso 30Δz

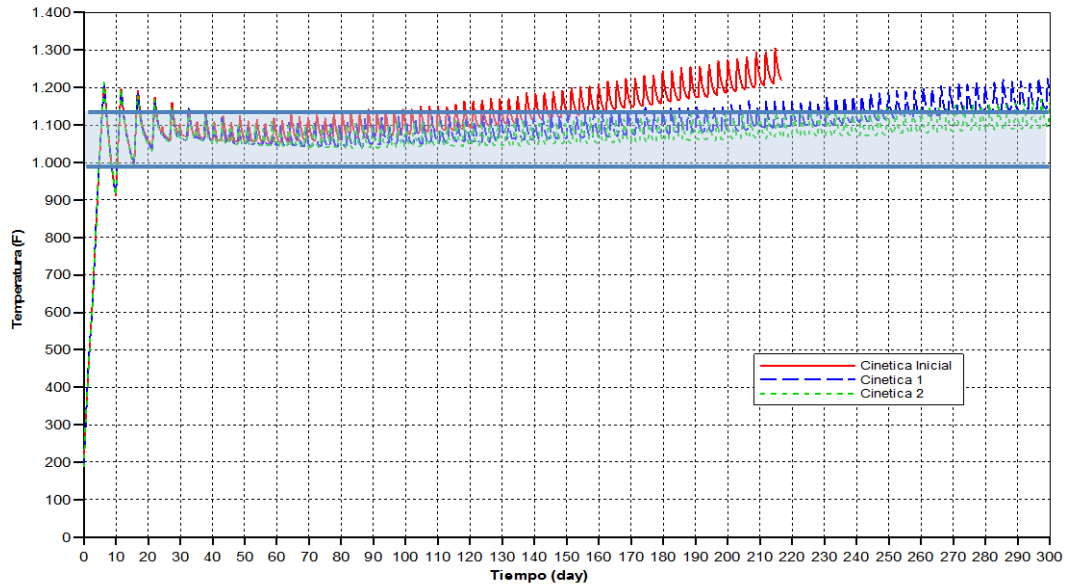
Corrida	Valor (Btu/lbmole)
Inicial	40.000 (Ec 1)
Cinética 1	42.000 (Ec 1)
Cinética 2	45.000 (Ec 1)

Fuente Autores

De esta forma se disminuye un poco la formación de coque, haciendo que las temperaturas bajen hasta llegar al rango estimado como óptimo.

Se decide que este ajuste es el más acorde con lo que se está buscando, donde la temperaturas alcanzadas alcancen un valor promedio de 1200°F con los mejores resultados.

**Figura 27.** Ajuste por cinética de la Temperatura máxima para el caso de  $30\Delta z$



**Fuente.** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

#### 2.4.2.5. Aumento Grid de Simulación \*50

En la tabla 19 se observan las condiciones para el caso de aumento de 50 para le grid de simulación.

**Tabla 19.** Tamaño de las celdas, para el caso de aumento 50

Corrida	$\Delta x$ (ft)	$\Delta y$ (ft)	$\Delta z$ (ft)	Tasa (scfd)
*50	14.625	14.625	2.14844	13500

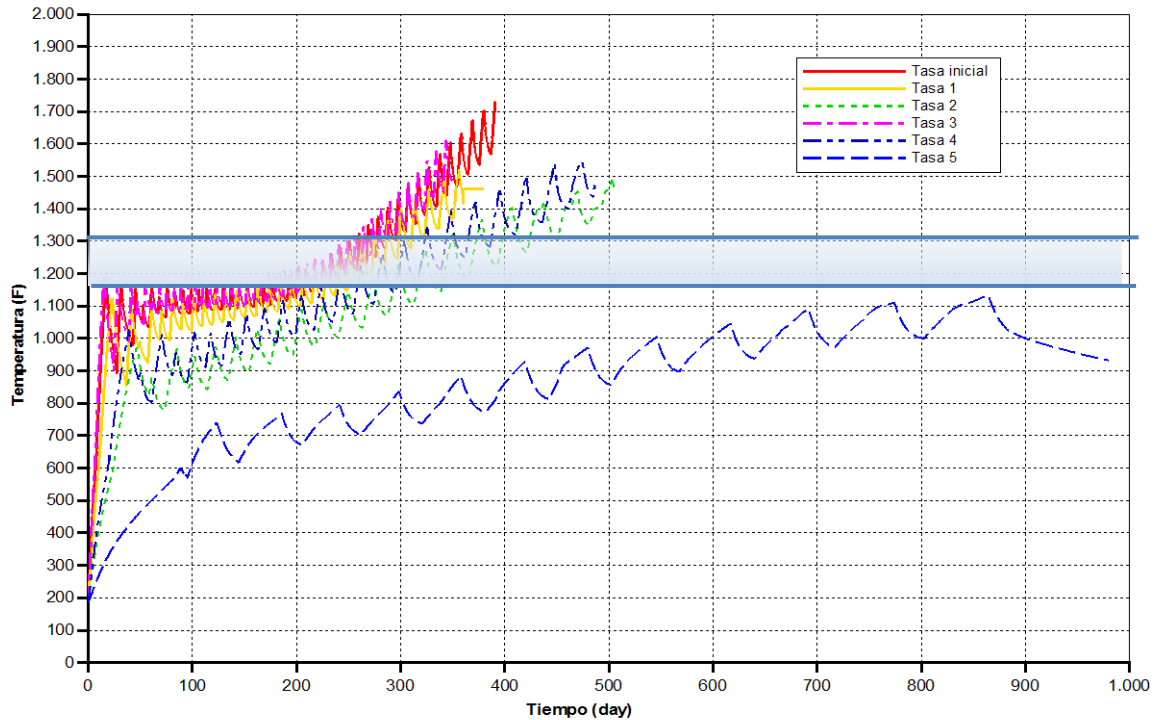
**Fuente.** Autores

- **Ajuste por tasa.**

A tamaños mayores de celdas, es necesario hacer un ajuste adicional para encontrar los resultados que se plantearon desde el principio. Para este aumento en las dimensiones de las celdas del modelo, la tasa inicial propuesta arroja resultados erróneos. En la figura 28 se puede ver que al poco tiempo de iniciar la simulación, esta se ve interrumpida por un exceso de temperatura, superando

rápidamente los 1500°F. De esta forma se plantea disminuir la tasa para no alcanzar estas temperaturas a tiempos tempranos.

**Figura 28.** Ajuste por tasa de la Temperatura máxima para el caso de 50



**Fuente.** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

Se realizaron varios cambios en la tasa como se muestran en la tabla 20. Aunque las variaciones mantienen el patrón oscilatorio de consumo y generación de coque, según la pendiente ascendente de la curva de picos máximos, no se está consumiendo la misma cantidad de coque que se genera.

**Tabla 20.** Tasa de aire para el ajuste de la temperatura máxima para el caso 50

Corrida	Tasa	Valor (scfd)
Inicial	Inicial	13.500
1	1	10.000
2	2	15.000
3	3	6.000
4	4	2.000

Fuente. Autores

Tomando una tasa de inyección entre 2000 y 6000 es posible que se encuentre un valor intermedio que mantenga el proceso en los rangos de temperatura estipulados por un tiempo. Sin embargo, el comportamiento difiere en gran medida al caso base.

A partir de estos resultados podemos encontrar que la relación  $Q/\Delta z$  no se cumple para todos los tamaños de celda, teniendo en cuenta que la tasa inicial propuesta de 13000ft<sup>3</sup> está alejada de ser una tasa óptima. Se concluye que para este modelo es imposible realizar un ajuste con la tasa por lo que se procede a utilizar las modificaciones cinéticas para este fin.

- **Ajuste por Cinética**

Para el ajuste de cinética se tomó de nuevo la reacción de craqueo dado que de nuevo el problema está asociado a temperaturas muy altas. En rojo se puede ver la corrida inicial planteada.

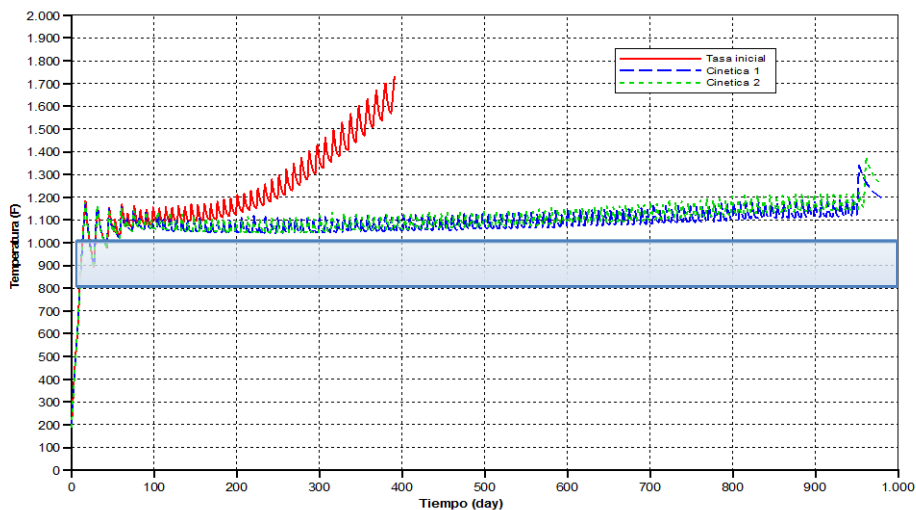
**Tabla 21..** Energía de activación para el ajuste de la temperatura máxima para el caso 100

Corrida	Energía de activación (Btu/lbmole)
Inicial	40.000 (Ec 1)
Cinética 1	45.000 (Ec 1)
Cinética 2	44.000 (Ec 1)

Fuente. Autores

Se estudiaron 2 casos de variación de energía de activación mostrados en verde y azul. En la tabla 21 se especifican las variaciones realizadas al modelo para intentar ajustarlo. En la figura 29 se observan las curvas en verde y azul, las cuales revelan resultados similares en cuanto a picos de temperatura, y así mismo reproducen el comportamiento del prototipo conceptual de laboratorio, denotado nuevamente por el rango azul de temperatura. Se elige el valor de 45.000, dado que es el sometido a la mínima variación respecto al inicial.

**Figura 29.** Ajuste por cinética de la Temperatura máxima para el caso de 50



Fuente. Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

#### 2.4.2.6. Aumento Grid de Simulación \*100

Una vez se realiza el aumento de cada dimensión inicial de las celdas \*100 (Ver Tabla 22), tenemos un tamaño de celda similar al utilizado en campo en X y Y, sin embargo en Z aún se encuentra lejos de la realidad.

Tabla 22. . Energía de activación para el ajuste de la temperatura máxima para el caso 100

Corrida	$\Delta x$ (ft)	$\Delta y$ (ft)	$\Delta z$ (ft)	Tasa (scfd)
*100	29.25	29.25	4.29688	27000

Fuente. Autores

La tasa propuesta inicial al igual que los casos anteriores produce problemas en tanto que supera la temperatura límite para el modelo de fluidos, al alcanzar los 1500°F inmediatamente después de la ignición.

- **Ajuste por Tasa**

Al igual que en los casos anteriores, se intentó hacer un ajuste inicial por la tasa de inyección de aire. La tabla 23 resume los intentos que se realizaron incluso con valores extremos, para comprobar la imposibilidad de utilizar este parámetro para el ajuste.

En la figura 30 se representó cada caso en donde se vio que en la mayoría de esto no se alcanza la ignición, y en los que se alcanzó, la corrida se detuvo al poco tiempo por las temperaturas que excedían de nuevo el límite.

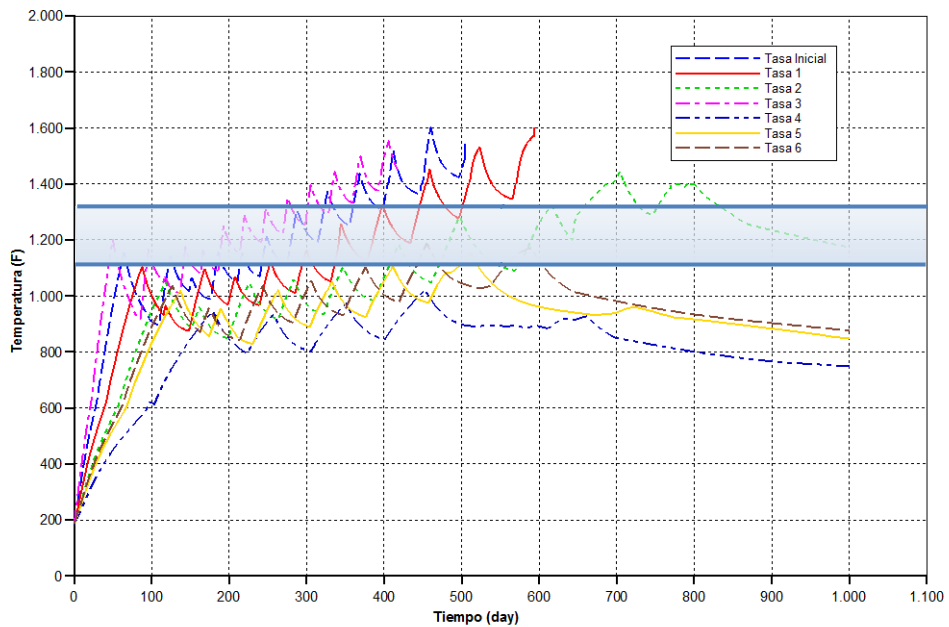
**Tabla 23.** Tasa de aire para el ajuste de la temperatura máxima para el caso 100

Corrida	Tasa	Valor (scfd)
Inicial	Inicial	27.000
1	Tasa 1	20.000
2	Tasa 2	15.000
3	Tasa 3	35.000
4	Tasa 4	10.000
5	Tasa 5	13.000
6	Tasa 6	14.000

Fuente. Autores

Así mismo se ve un periodo de poco más de 1 año en donde el aire no tiene ningún tipo de reacción con el aceite. En los otros casos trabajados previamente, hay un incremento inmediatamente después del inicio de la inyección.

**Figura 30.** Ajuste por tasa de la Temperatura máxima para el caso de 100



Fuente. Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

- **Ajuste por cinética**

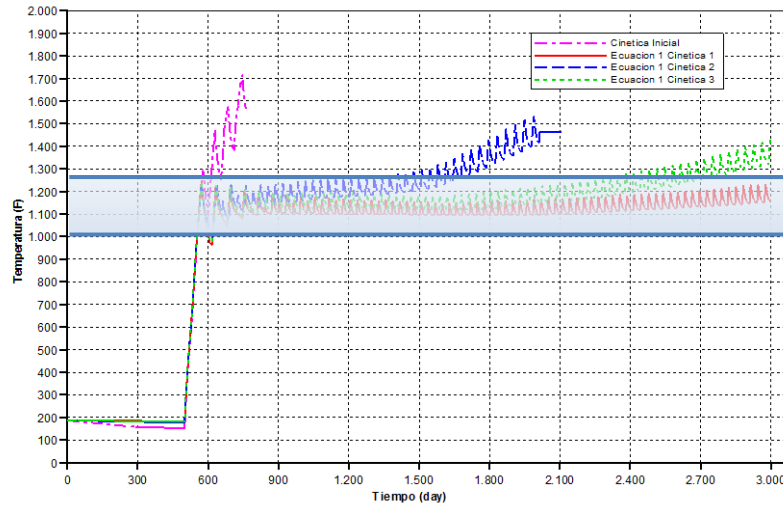
Después de comprobar que no se puede utilizar la tasa de inyección como parámetro de ajuste, procedemos de nuevo a utilizar la cinética de la reacción de craqueo y así evaluar los efectos. En la tabla 24 se especifican los valores utilizados para las nuevas energías de activación. En la curva verde se ve que al inicio de la prueba se manejan las temperaturas necesarias. Sin embargo, después de unos años la temperatura se incrementa demasiado y hace que se produzca un error. A partir de estos resultados, aumentando un poco más la energía de activación para así disminuir los picos de temperatura alcanzados. La segunda prueba correspondiente a la curva azul de la figura 31 mantiene el rango de temperaturas necesario por un poco más de tiempo. Después de unos 4 años de simulación, se ve de nuevo otro incremento paulatino de la temperatura hasta los 1400°F. Finalmente, aumentando un poco más la energía de activación para así encontrar un ajuste acorde a los resultados donde los picos se mantienen alrededor de los 1100 y 1200°F, como se ve con la curva roja correspondiente a 45.000.

**Tabla 24.** . Energía de activación para el ajuste de la temperatura máxima para el caso 100

Corrida	Valor (Btu/lbmole)
Inicial	40.000 (Ec 1)
Cinética 1	45.000 (Ec 1)
Cinética 2	43.000 (Ec 1)
Cinética 3	44.000(Ec 1)

Fuente. Autores

**Figura 31.** Ajuste por cinética de la Temperatura máxima para el caso de 100



**Fuente.** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

#### 2.4.2.7 Aumento Grid de Simulación \*500

Se sigue con el incremento del tamaño de la celda para llegar a un valor como el manejado en campo (Ver Tabla 25).

**Tabla 25.** Energía de activación para el ajuste de la temperatura máxima para el caso 500

Corrida	$\Delta x$ (ft)	$\Delta y$ (ft)	$\Delta z$ (ft)	Tasa (scfd)
*500	29.25	29.25	28.91	135.000

**Fuente.** Autores

Se aumenta en este caso solo Z multiplicando el valor inicial por 500. Debido a que las dimensiones de x y y son mayores, se mantiene el mismo valor que el modelo anterior (\*100). Este modelo tiene como tasa de inyección inicial un valor de 135000 scfd.

A partir de estos resultados, se iniciara el ajuste. Para esta tasa se ve un comportamiento diferente a los presentados en los anteriores casos. Para este tamaño hay un incremento sustancial de temperatura inmediatamente inicia la inyección de aire, hasta alcanzar los 1200°F. Una vez alcanza este valor, hay un

descenso constante como se observa en la figura en la figura 20, en donde se ve reflejado que existe un error en el simulador que impide que la simulación avance más de 4 años.

- **Ajuste con la tasa**

De nuevo se utilizó como primer recurso la tasa de inyección para intentar alcanzar los resultados necesarios.

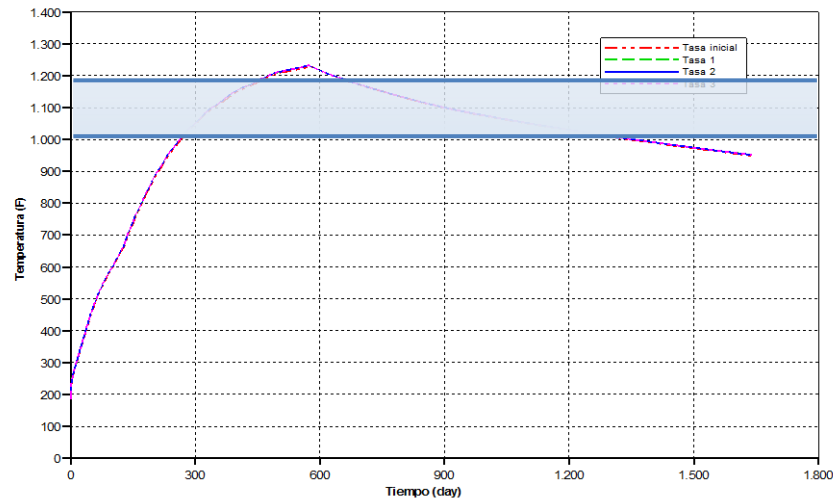
**Tabla 26.** Tasa de aire para el ajuste de la temperatura máxima para el caso 100Δz

Corrida	Tasa	Valor (scfd)
Inicial	Inicial	135.000
1	Tasa 1	150.000
2	Tasa 2	200.000
3	Tasa 3	10.000.000
4	Tasa 4	50.000
5	Tasa 5	1.000.000
6	Tasa 6	800.000

**Fuente.** Autores

En la tabla 26 se pueden ver diferentes valores de tasas con las que se modificó el modelo inicial. La figura 32 muestra una tendencia idéntica a los resultados para todas las tasas que se plantearon incluso cuando los valores son extremos y no representan posibilidades reales. Se puede concluir que la reactividad del aceite no se ve afectada por la tasa de inyección aun cuando la tasa sea extremadamente alta.

**Figura 32.** Ajuste por tasa de la Temperatura máxima para el caso de 500



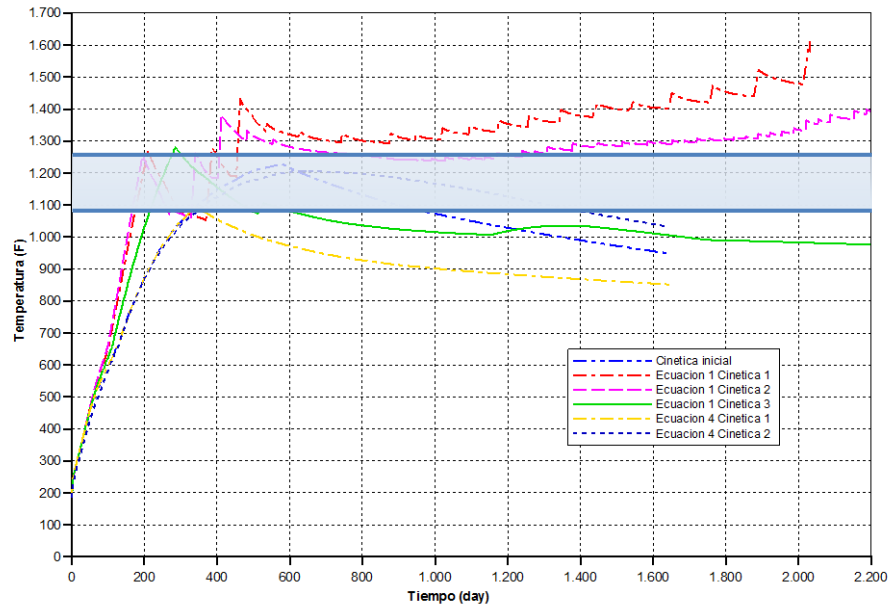
**Fuente.** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

- **Ajuste por Cinética**

Al realizar un ajuste por cinética similar al que se realizó en los casos anteriores, se encontraron resultados que no cumplen con los requerimientos de temperatura que se están buscando. Inicialmente se realizaron variaciones a la energía de activación de la reacción de craqueo, que trajeron como resultado picos de temperatura de comportamiento oscilatorio menos pronunciados que los trabajados previamente. Sin embargo el límite de temperatura máxima se alcanzó rápidamente para todos los casos como se observa en la figura 33.

Al no poder encontrar un ajuste adecuado modificando esta reacción, se decidió trabajar con la ecuación de combustión para ayudar a un mejor consumo del coque generado. De nuevo se modificaron las energías de activación únicamente de esta reacción y los resultados se revelan en las curvas verde y rosada. Aunque se alcanza la combustión y temperaturas hasta de un poco más de 1000°F, estas caen inmediatamente de forma constante, prueba de la ineffectividad del proceso.

**Figura 33.** Ajuste por cinética de la temperatura máxima para el caso de 500



**Fuente.** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

**Tabla 27.** Energía de activación para el ajuste de la temperatura máxima para el caso 500

Corrida	Valor (Btu/lbmole)
Cinética 1	40.000 (Ec 1)
Cinética 2	41.000 (Ec 1)
Cinética 3	20.000 (Ec 4)
Cinética 4	30.000 (Ec 4)

**Fuente.** Autores

Finalmente se decide modificar en conjunto estas dos ecuaciones con los mejores casos reportados de cada una. Se toma principalmente el valor de 45.000 para la energía de activación de la ecuación de craqueo, dado que con esta se obtuvo un patrón de comportamiento oscilatorio de consumo y generación de coque, además de mantener la temperatura en un mismo rango. Sin embargo como se observa en la figura 33 las temperaturas registradas son muy altas. Para complementar la

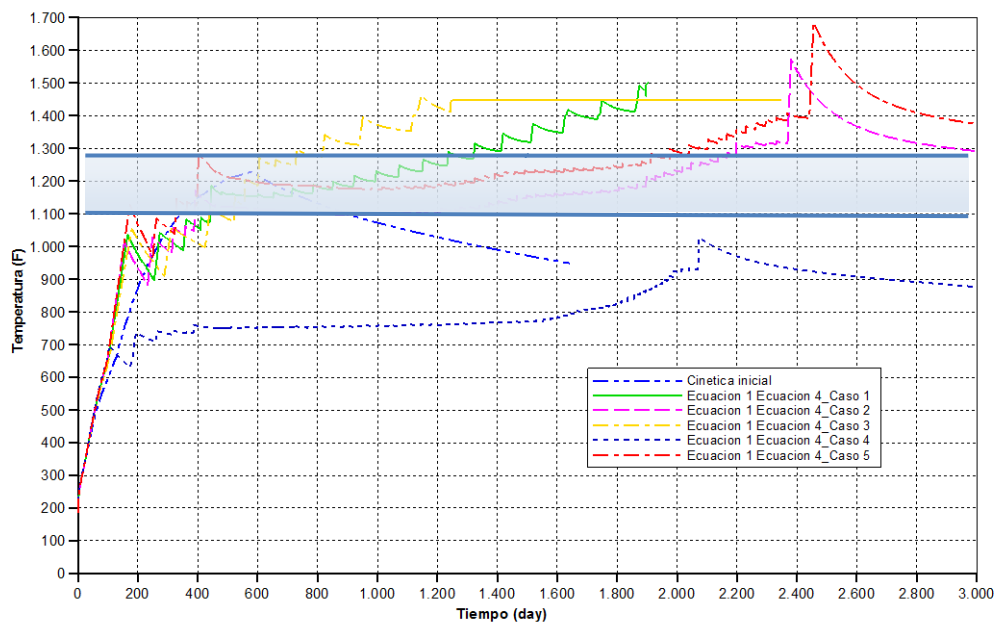
modificación, se disminuye la energía de activación de la reacción de combustión para alcanzar valores menores de esta propiedad, como se observa en la tabla 27. En la figura 34 se puede ver que modificando las dos reacciones, la tendencia de las curvas es similar al buscado para el ajuste. Realizando varias pruebas se encuentra que con un valor de 20.000 en la reacción de combustión se alcanza los 1200°F.

**Tabla 28.** Energía de activación (segundo ajuste), para el ajuste de la temperatura máxima para el caso 500Δz

Corrida	Valor (Btu/lbmole)
Cinética 1	40.000 (Ec 1) – 30.000(Ec 4)
Cinética 2	41.000 (Ec 1) – 20.000(Ec 4)
Cinética 3	20.000 (Ec 4) – 15.000(Ec 4)
Cinética 4	30.000(Ec 4) – 21.000(Ec 4)

Fuente. Autores

**Figura 34.** Segundo Ajuste por cinética de la temperatura máxima para el caso de 500



Fuente. Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

### **2.4.3 Modelo unidimensional a escala de campo**

A partir de la construcción periódica realizada previamente, se construyó modelo a escala de campo con 29.25 ft en la dirección X, 29.25 ft en la dirección Y y 42.96ft en la dirección Z. A continuación, se especificaran las variables de entrada para dicho modelo.

#### **2.4.3.1. Variables de entrada**

De acuerdo a la metodología planteada, las variables de entrada serán el punto de partida para la construcción y posterior análisis del modelo a escala de campo.

- **Tasa de inyección de Aire**

Como se estudió anteriormente la tasa de inyección de aire es un parámetro operacional muy importante en la aplicación del proceso de inyección de aire. Se esperaría que una alta tasa de inyección aumente la velocidad de reacción (puesto que está afectando directamente la presión parcial del oxígeno, y genera un aumento de las colisiones efectivas), dando lugar a una rápida reacción en modo de baja temperatura LTO (Reacción de adición), pasando posteriormente a reacción de pirolisis donde se forma el coque. Este combustible depositado, junto con una gran proporción de oxígeno genera el frente de alta temperatura que desplazara el crudo hacia los pozos productores.<sup>46</sup>

Sin embargo, únicamente el incremento en la tasa de inyección de aire, de acuerdo a la relación  $Q/\Delta x$  sugerida por Marjerrison D, M. Fassihi M, R.,<sup>47</sup> no genera el mejor rendimiento del proceso, para ello es necesario manipular la cinética de la reacción, siendo estos parámetro obtenidos con cierto rango de incertidumbre, como se estudia anteriormente. A continuación, se observa la tasa de inyección de aire obtenida (tabla 29), para el modelo de campo unidimensional.

---

<sup>46</sup>YATTE, Op. cit pag 12

<sup>47</sup>MARJERRISON, Op. cit. pag 12

**Tabla 29.** Tasa de inyección de aire para el modelo unidimensional a escala de campo

Modelo	Tasa de inyección de aire (scfd)
Escala de campo 1D	270.000

Fuente. Autores

- **Dimensiones del modelo**

Con el fin de generar cambios periódicos en el modelo de simulación, inicialmente se mantiene el modelo unidimensional (1D), para posteriormente realizar cambio en las dimensiones del mismo, las cuales serán presentadas en el siguiente capítulo IV.

- **Tamaño de la celda**

Como se mencionó anteriormente, para construir periódicamente el elemento de campo unidimensional, se hace un aumento uniforme en el tamaño de la celda, y así llegar a las dimensiones deseadas de la misma. En la tabla 30, se observan específicamente las longitudes de cada dirección (x, y, z) para cada corrida realizada.

**Tabla 30.** Tamaño de la celda para el modelo unidimensional a escala de campo

Modelo	$\Delta x$ (ft)	$\Delta y$ (ft)	$\Delta z$ (ft)	Tasa (scfd)
Escala de campo 1D	29.25	29.25	42.9688	270000

Fuente. Autores

Como se puede notar, en el último caso, el aumento \*1000 solo se hace en la dirección z, debido a que las demás direcciones (x, y) alcanzan longitudes de una simulación a escala de campo. Por lo tanto, éste último caso, corresponde al tamaño de la celda para modelo unidimensional a escala de campo.

- **Parámetros cinéticos**

Los cambios cinéticos se presentan la tabla 31, como se observa las variaciones generadas en el modelo de reacciones, se realizaron a la primera ecuación de craqueo térmico (Ecuación N° 1), debido a que ésta ecuación representa los cambios más significativos en las variables de salida, mientras que la variación en parámetros cinéticos realizados en la segunda ecuación de craqueo térmico (Ecuación N° 3), no afecta de manera significativa las variables de desempeño del proceso.

Por otro lado, se prefiere trabajar con variaciones en la Energía de Activación ( $E_a$ ) ya que los rangos de esta variable son muchos menores comparados con los rangos de los factores de frecuencia ( $A$ ), lo que implica un rango de trabajo más limitado y por lo tanto un ajuste más sencillo.

**Tabla 31.** Energía de Activación para la construcción del elemento de campo

1. $(C_{21} - C_{30}) \rightarrow (C_5 + C_{20}) + \text{coque}$	
Modelo	Energía de Activación, $E_a$ (Btu/Lbmol)
Escala de campo 1D	50.000

Fuente. Autores

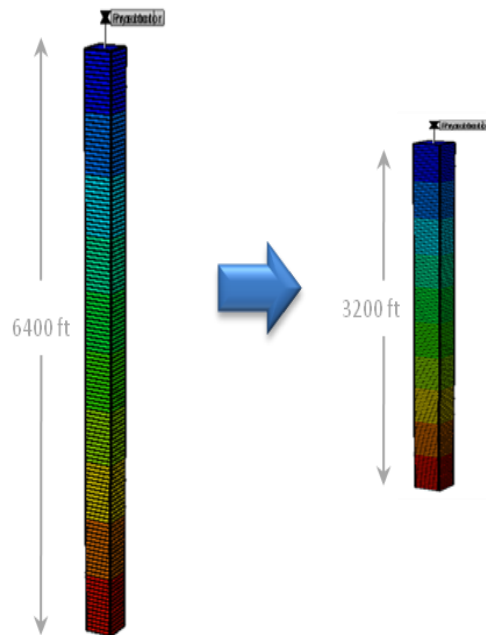
- **Número de celdas**

Con las 128 celdas del Modelo Base Cartesiano a escala de laboratorio, y junto al incremento en el tamaño de las mismas, se obtiene una longitud total del tubo a escala de campo de 6400 ft, lo cual implica un número exorbitante de fechas en el simulador, que no son aceptadas por el mismo.

Por esta razón, es necesario reducir el número de celdas a la mitad como se observa en la figura 35, y lograr una longitud total del tubo de 3200 ft, con el fin de

atacar este problema de cómputo, además de mejorar el rendimiento del proceso, ya que inicialmente el frente de llama o frente de combustión no barría todo el modelo de simulación y por lo tanto el desempeño del proceso no sería el esperado.

**Figura 35.** Variación en la longitud del modelo base a escala de campo 1D.



**Fuente.** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

- **Inyección de Nitrógeno**

Como se menciona inicialmente la inyección de Nitrógeno es indispensable en la simulación a escala de laboratorio, sin embargo, cuando se hace una simulación a escala de campo, este fenómeno no tiene la misma representatividad. Por lo tanto, por cuestiones prácticas y de desempeño, la inyección de nitrógeno es usada en la simulación a escala de campo.

- **Uso de calentadores**

Al igual que la inyección de Nitrógeno, el uso de calentadores no es necesario en la simulación a escala de campo. Por lo tanto, se eliminan todos los calentadores del modelo de simulación. Sin embargo, la auto-ignición muchas veces no se puede alcanzar en un tiempo razonable en yacimientos de bajas temperaturas o que contengan crudos poco reactivos. La ignición en tales yacimientos puede ser alcanzada calentando la formación mojada por aceite a la temperatura de ignición. Las técnicas artificiales desarrolladas para este propósito son: calentadores eléctricos de fondo de pozo, quemadores de gas de fondo de pozo, inyección de fluidos calientes, métodos químicos y métodos de empaquetamiento con fluidos. De esta forma, el uso de calentadores en fondo podría ser de gran ayuda en la simulación de proceso a escala de campo

## **2.5. RESULTADOS MODELO DE CAMPO**

Una vez creado el modelo en 1D a escala de laboratorio, se procede a visualizar los resultados. Los cuáles serán comparados con los resultados del prototipo a escala de laboratorio. La inyección de aire para el caso a escala de campo se hace desde el inicio de la simulación, contrario a lo que ocurre en el prototipo a escala de laboratorio, además que no se utilizan los calentadores de fondo. Para todos los casos, la inyección de aire se representa con una línea punteada azul y la línea naranja representa el fin de la simulación. El periodo de duración de la simulación es de aproximadamente 15 años, las demás variables de entrada se muestran en la tabla 32 a continuación:

**Tabla 32.** Variables de entrada - Modelo Unidimensional a escala de campo

<b>VARIABLES DE ENTRADA</b>	<b>TAMAÑO DE LA CELDA</b>	i : 29.25 ft
		j : 29.25 ft
		k : 42.96 ft
	<b>PARÁMETROS CINÉTICOS</b>	Ea ( Eq. 1): 50.000 Btu/Lbmol
	<b>NÚMERO DE CELDAS</b>	x : 1
		y : 1
		z : 64
	<b>TASA DE AIRE</b>	270.000 scfd

Fuente. Autores

### 2.5.1 Variables de Salida

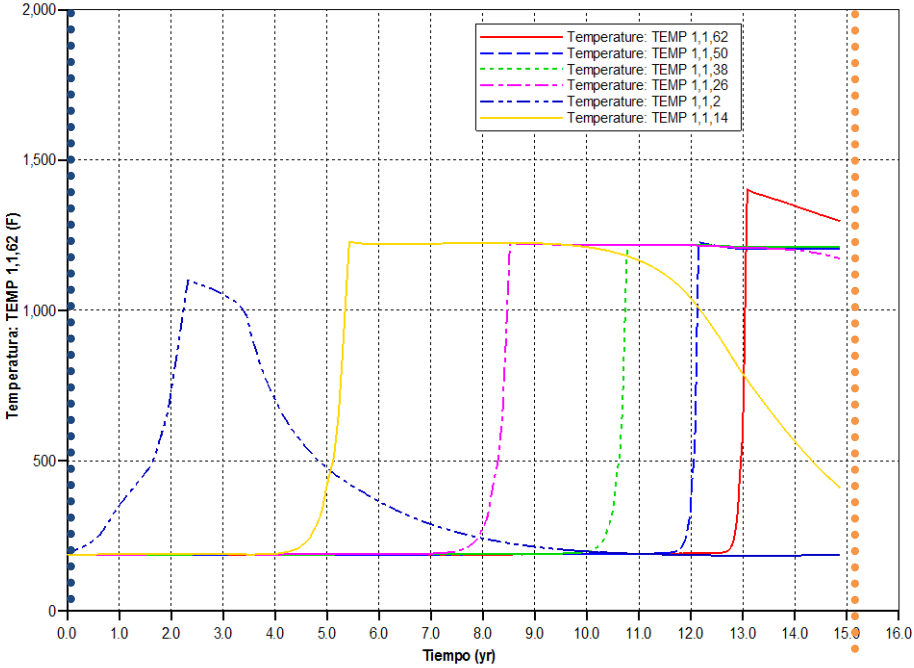
A continuación se muestra la respuesta de cada una de las variables de salida planteadas en la metodología, para el modelo conceptual a escala de campo.

- **Perfiles de temperatura**

En la figura 36 se pueden apreciar los resultados correspondientes a picos de temperatura. Como se observa la ignición se genera poco después del inicio de la prueba alcanzando temperaturas de un poco más de 1000°F, cabe resaltar que la temperatura del yacimiento es de 186°F, y que no fue necesario el uso de calentadores. Sin embargo, un vez conseguida la temperatura deseada, se observa una caída en la temperatura de la termocupla (k=2), que nuevamente se incrementa como se observa en las siguientes termocuplas. El tiempo en el que el frente llega al final es de aproximadamente 15 años. En la figura 37 se muestran la temperatura máxima y promedio, donde la temperatura máxima que representan el avance del frente de combustión a medida que se consume y se forma el coque

en cada una de las celdas, por lo tanto aumentan y disminuyen de forma alternada y oscilatoria<sup>48</sup>.

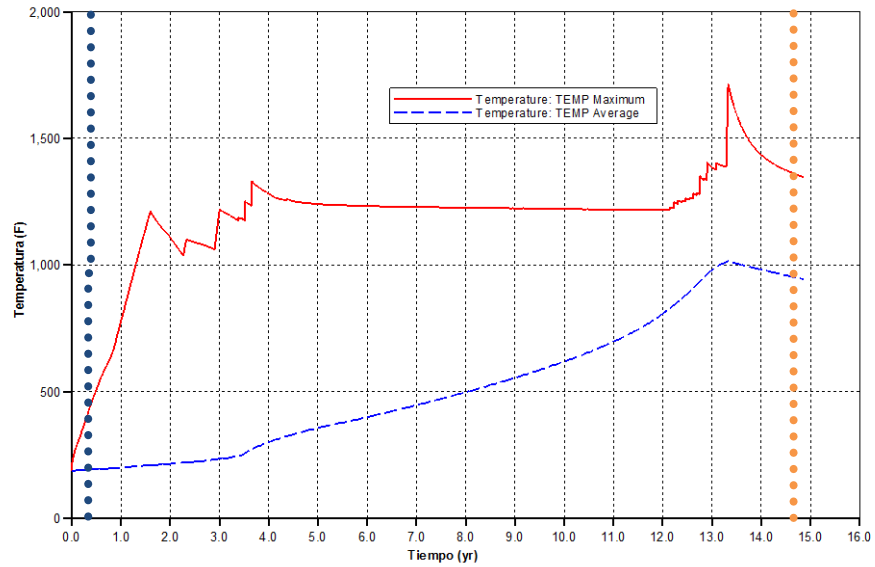
Figura 36. Perfiles de temperatura- Modelo unidimensional a escala de campo



Fuente. Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

<sup>48</sup>YATTE F. Op. cit p 12

**Figura 37.**Temperatura Máxima y Promedio- Modelo unidimensional a escala de campo

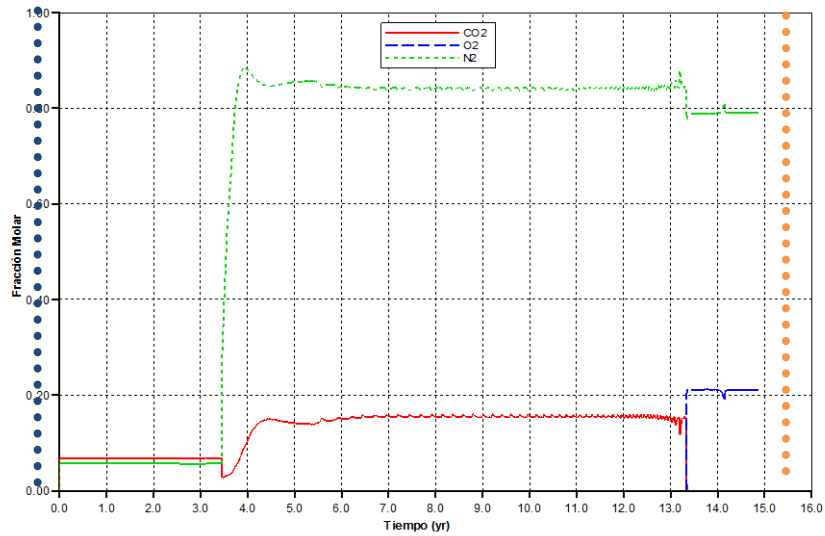


**Fuente.** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

- **Fluidos producidos**

En la figura 38 se encuentra la fracción molar del oxígeno y el dióxido de carbono.

**Figura 38.**Fracción molar de los gases de combustión - Modelo unidimensional a escala de campo



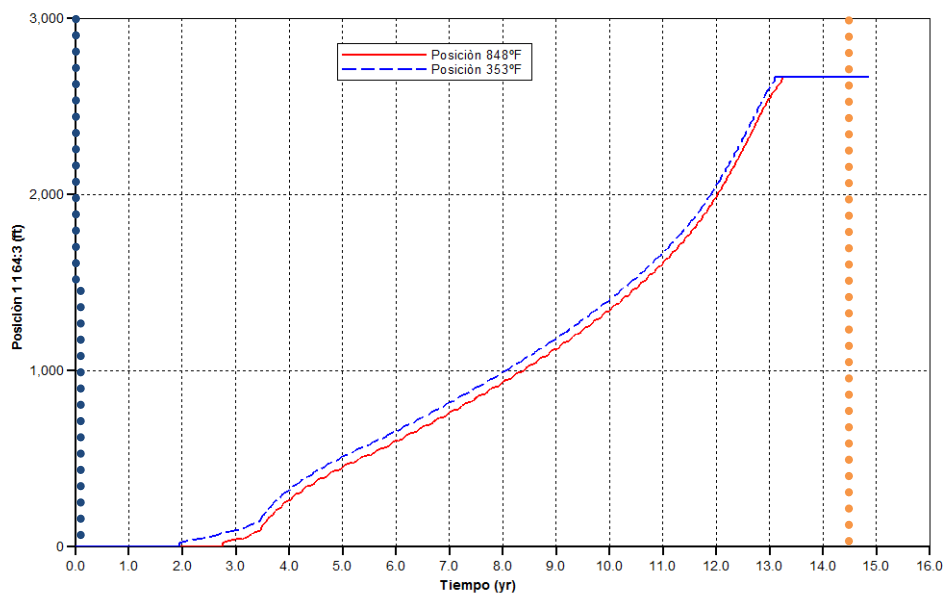
**Fuente.** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

Desde el inicio de la prueba hasta alrededor de cuatro años el comportamiento de dióxido de carbono es constante en un valor de 7%, luego se dio un descenso notorio en esta fracción, que rápidamente se estabiliza en un valor de 15% hasta el final de la prueba. Se evidencia que después que el frente se estabiliza, se dio un régimen de reacción de alta temperatura. Finalmente, con la producción de oxígeno, se confirma la llegada del frente al final del modelo, debido a la producción de este ( $O_2$ ) en un valor de 21%.

- **Posición del frente**

La figura 39 representa una gráfica de posición contra tiempo, de dos temperaturas específicas, 353 °F y 848°F respectivamente. Sin embargo, es posible obtener la posición del frente a diferentes temperaturas. Las dos curvas tienen una pendiente positiva, alcanzando el final del modelo después de 15 años aproximadamente.

**Figura 39.** Posición del frente a 353 °F, 848 °F- Modelo unidimensional a escala de campo

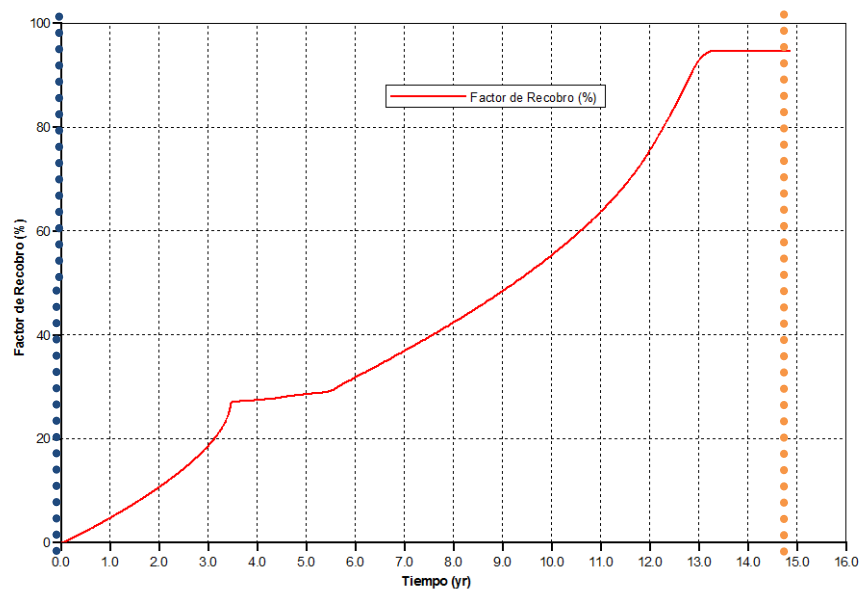


**Fuente.** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

- **Factor de Recobro**

En la figura 40 se observa el comportamiento ascendente del factor de recobro. Como es de esperarse el factor de recobro final alcanza un alto valor, aproximadamente 95%, esto se debe a que el frente se mueve en un sola dirección barriendo todo el modelo homogéneo, sin dejar atrás aceite residual. Los efectos gravitacionales y de segregación no se observan en este tipo de modelos.

**Figura 40.**Factor de Recobro - Modelo unidimensional a escala de campo



**Fuente.** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

### 2.5.2. Comparación de resultados del prototipo a escala de laboratorio en 1D y el modelo a escala de campo en 1D

Para poder determinar si el rendimiento del proceso es el adecuado, a continuación se hace la comparación del comportamiento de cada una de las funciones objetivo planteadas, buscando obtener las mismas tendencias, el comportamiento del prototipo a escala de laboratorio en la parte superior, y el

modelo a escala de campo en la parte inferior. Es importante aclarar el calendario para cada caso como se muestra en la tabla 33. Además, la inyección de Nitrógeno se denota con la línea verde punteada, la inyección de aire se representa con la línea azul y la línea naranja representa el fin del proceso.

**Tabla 33.** . Calendario para caso unidimensional

PRUEBA	DURACIÓN DE LA PRUEBA
Prototipo a escala de laboratorio	27 horas
Modelo a escala de campo	Aprox. 15 años

Fuente. Autores

### 2.5.2.1. Variables de Salida

A partir de los resultados obtenidos, a continuación se analizarán cada una de las variables de salida planteadas inicialmente, para el prototipo a escala de laboratorio en comparación al modelo unidimensional a escala de campo.

- **Picos de temperatura**

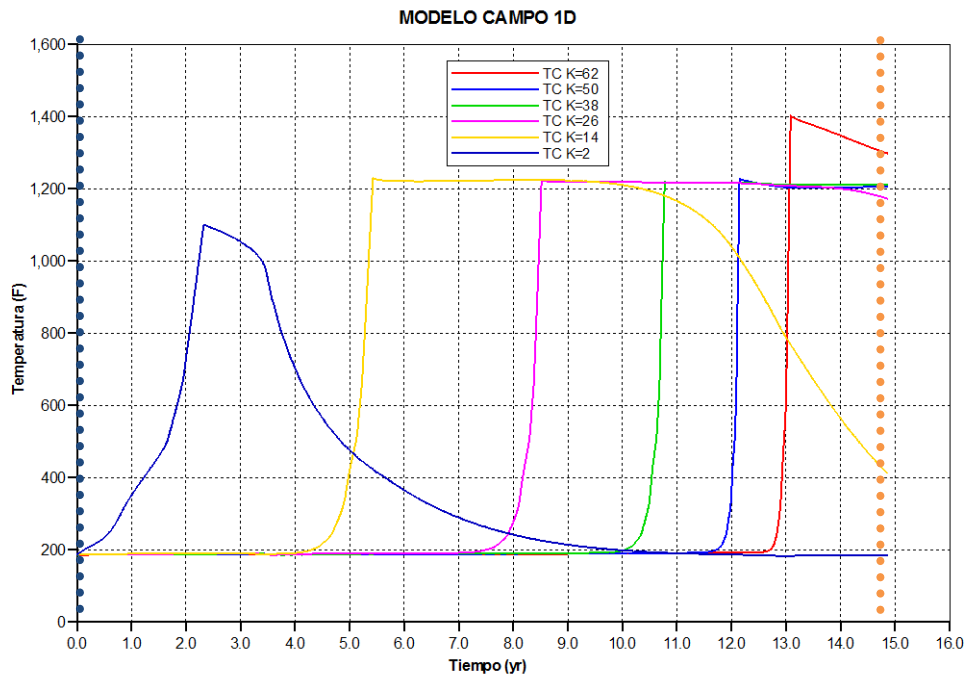
Inicialmente se analizan los resultados correspondientes a los picos de temperatura. Como se puede observar el comportamiento es similar tanto para el prototipo a escala de laboratorio, como para el modelo a escala de campo en 1D, alcanzando un rango de temperatura de aproximadamente 1200°F.

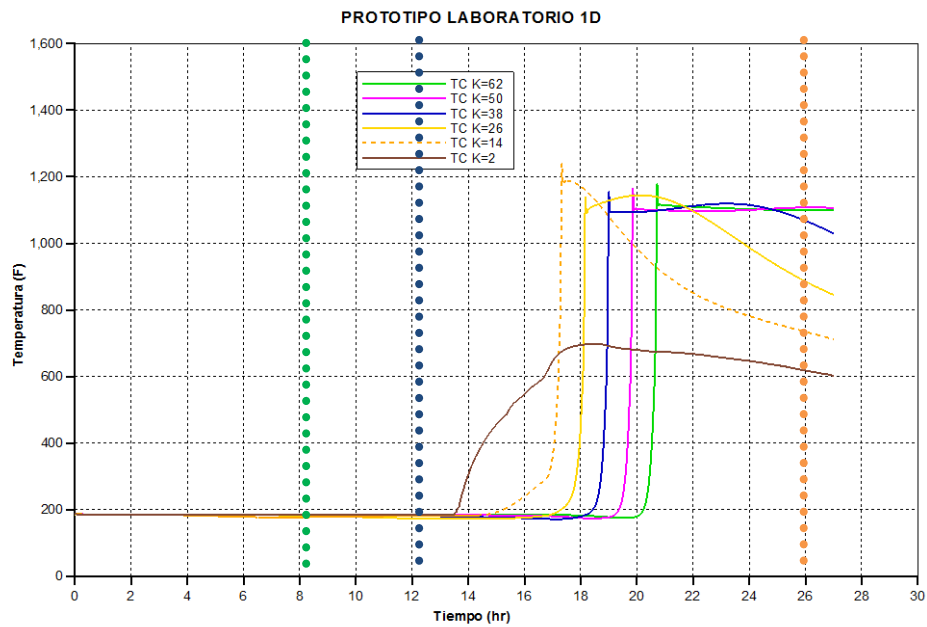
Como se puede observar en la figura 41 el comportamiento de la temperatura es constante, luego que se ha alcanzado el máximo valor, para la mayoría de las termocupas. Sin embargo, para los dos modelos, se nota una diferencia en el primer registro, es decir en la termocupa 1 ubicada en la celda 2 ( $k=2$ ). Para el caso a escala de laboratorio, la temperatura máxima alcanzada es de 600°F aproximadamente, y ésta se mantiene constante. Caso contrario ocurre en el modelo a escala de campo, donde la temperatura máxima registrada en esta

termocupla es de 1100°F y tiene una caída rápida, que posteriormente se eleva, y es registrada en la siguiente termocupla. Esto se debe a que en el caso de laboratorio, esta termocupla registra el inicio de la ignición por estar cerca al inicio del tubo. Por otro lado, en la primera termocupla del prototipo a escala de campo, ya se registra un proceso de combustión efectivo.

El comportamiento constante en los perfiles de temperatura, se debe a la acción directa de los calentadores, como se mencionó anteriormente, y la ausencia de pérdidas de calor a zona adyacentes.

**Figura 41.** Comparación Picos de temperatura entre los modelos unidimensionales

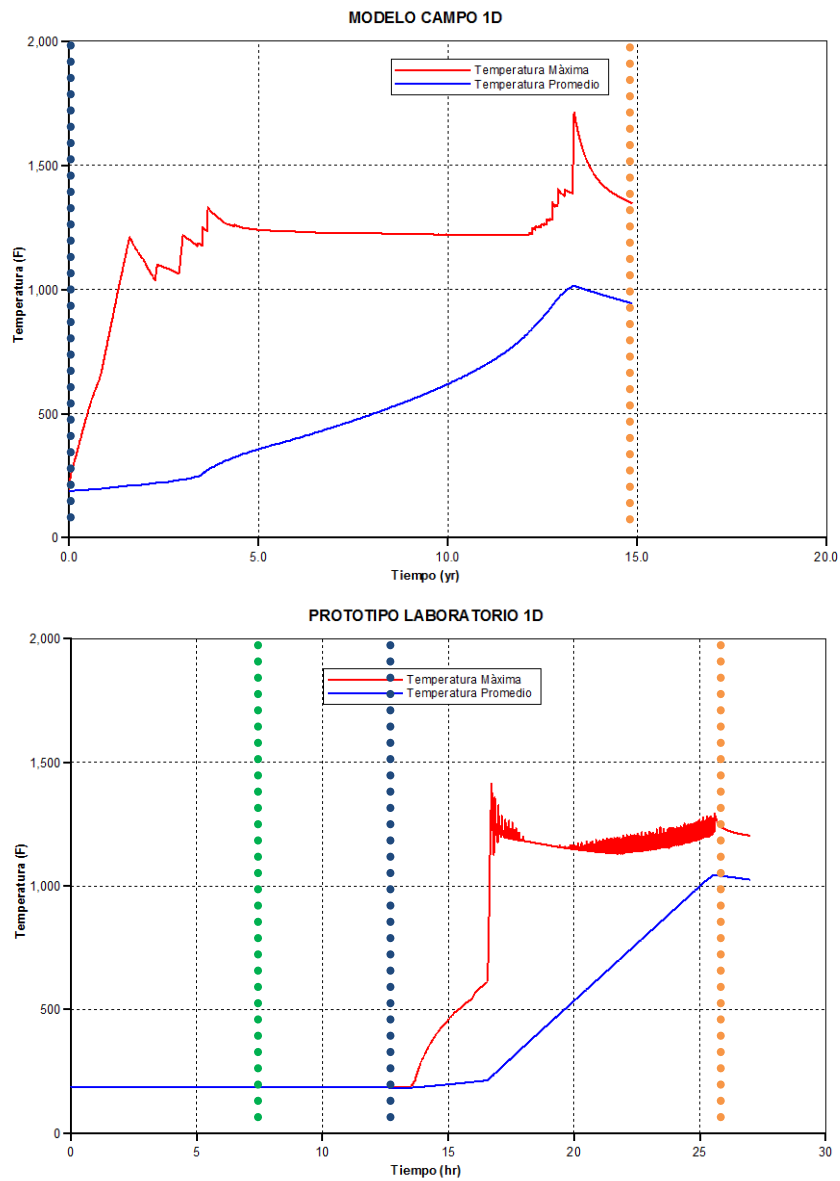




**Fuente.** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

Además, en la figura 42 se pueden observar las temperaturas máximas para cada modelo. En esta grafica se puede diferenciar el comportamiento exotérmico para cada caso, en donde en el prototipo a escala de laboratorio, se logran temperaturas de combustión tiempo después que se ha inyectado aire (línea azul), alcanzando temperaturas de 1200°F, lo cual confirma el comportamiento de la gráfica 40.

Figura 42. Comparación Temperatura máxima entre los modelos unidimensionales



Fuente. Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

Para el caso a escala de campo, y como se mencionó anteriormente la inyección de aire se hace desde el inicio del proceso, por esta razón se observa un comportamiento ascendente en la temperatura desde el inicio del proceso, hasta alcanzar el mismo rango del prototipo de laboratorio. Sin embargo, existe un

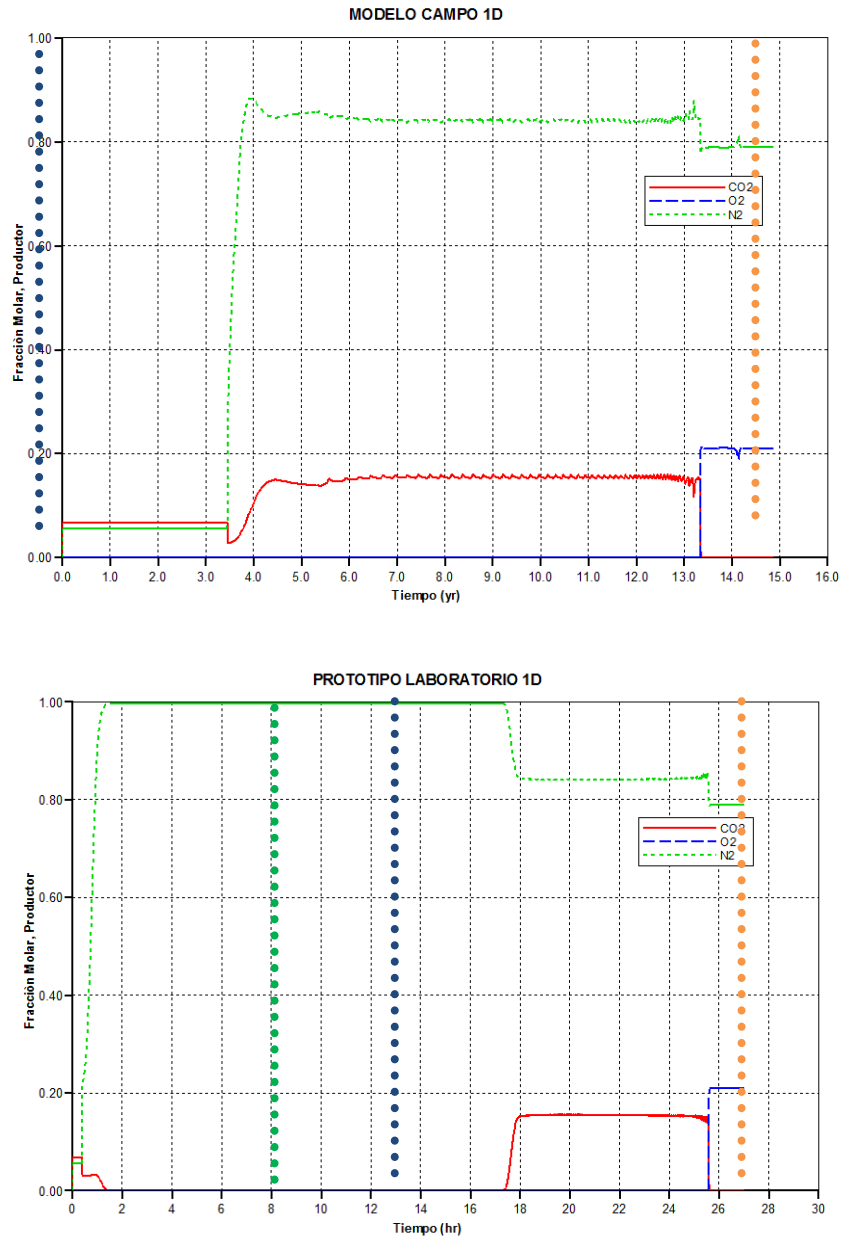
comportamiento oscilatorio al inicio y final del proceso, que indica que el consumo y generación de combustible es más fuerte en estos periodos comparados con todo el proceso.

- **Fluidos Producidos**

El comportamiento de los gases producidos ( $\text{CO}_2$ ,  $\text{O}_2$  y  $\text{N}_2$ ) para los dos modelos, se observa en la figura 43. Posteriormente, al análisis de los perfiles de temperatura, es importante revisar el comportamiento de los gases de combustión. En la gráfica se observa que el comportamiento de la fracción molar de  $\text{CO}_2$  (línea roja) confirma el régimen de alta temperatura o HTO, después de indicarse la inyección de aire en cada caso.

El comportamiento de la fracción molar de  $\text{O}_2$  (línea azul) es igual para los dos casos, como se observa la irrupción del oxígeno se hace al final del proceso para los dos modelos. Idealmente se esperaría este comportamiento a escala de campo, ya que se está asegurando que todo el oxígeno inyectado está siendo consumido en el proceso, y no se presentan problemas de canalización.

Figura 43. Comparación de filudos producidos entre los modelos unidimensionales



Fuente. Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

Finalmente, la fracción molar del  $N_2$  (línea verde) se comporta de igual forma para los dos casos una vez se inyecta oxígeno, alcanzando un valor promedio de 0.84.

- **Posición del frente**

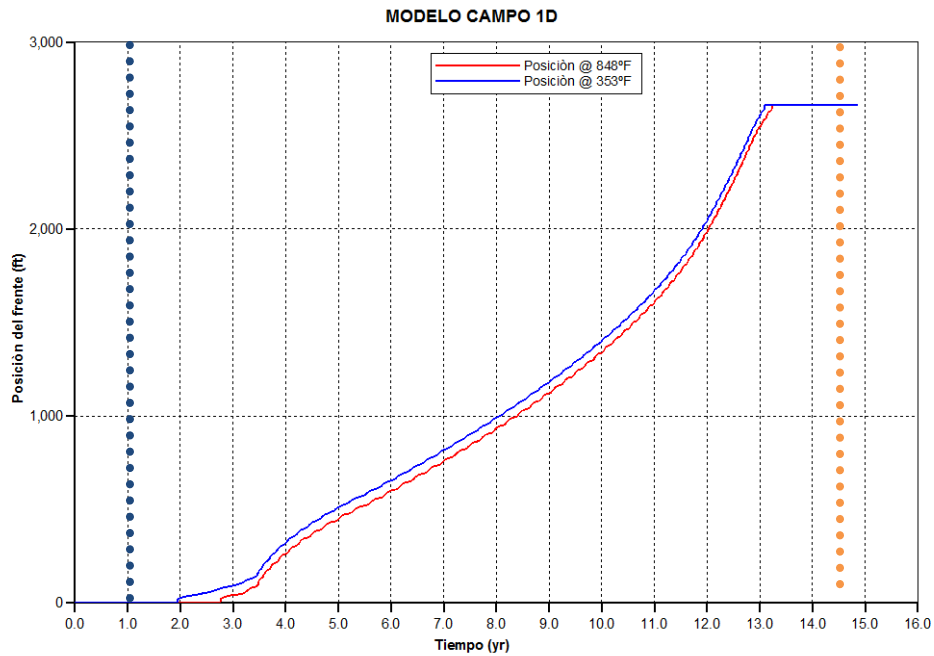
El comportamiento del frente para cada caso indica que éste se mueve a través de todo el modelo para cada caso, llegando hasta el final del mismo (Ver Figura 44). En el prototipo a escala de laboratorio la pendiente es positiva y se observa que el frente de llama se demora en llegar hasta el final aproximadamente 14 horas, recorriendo 5.5 ft.

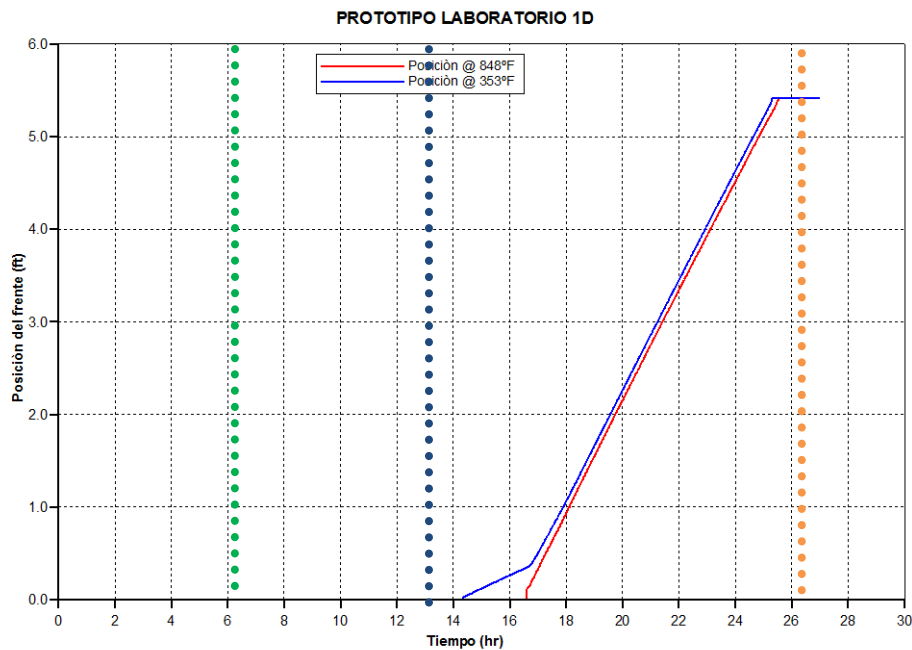
**Tabla 34.** Velocidad del frente de combustión

MODELO 1D	VELOCIDAD DEL FRENTE (ft <sup>2</sup> /dia)
Prototipo a escala de laboratorio	5.11
Modelo a escala de campo	0.58

Fuente. Autores

**Figura 44.** Comparación de la posición del frente entre los modelos unidimensionales





**Fuente.** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

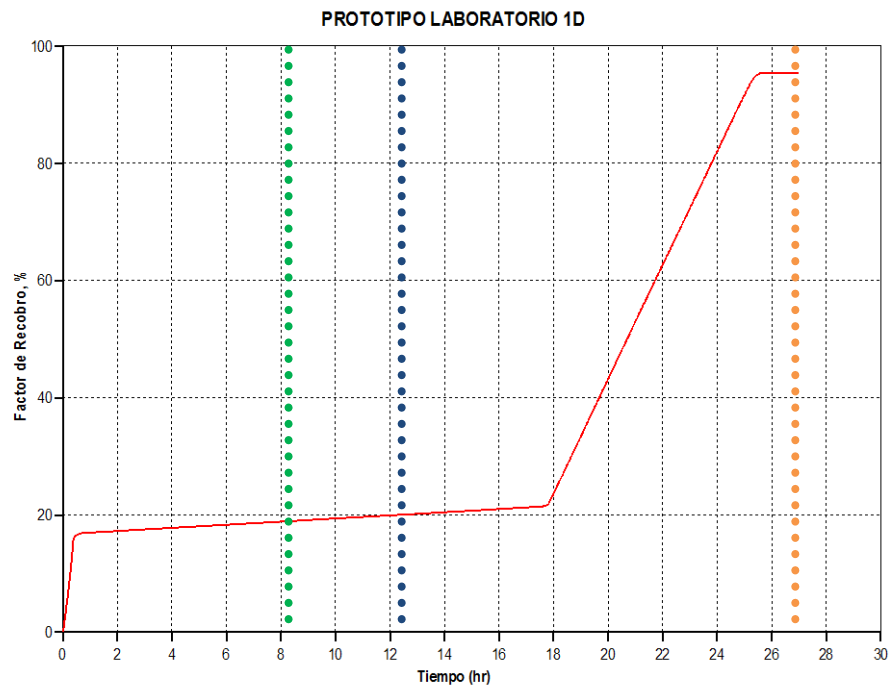
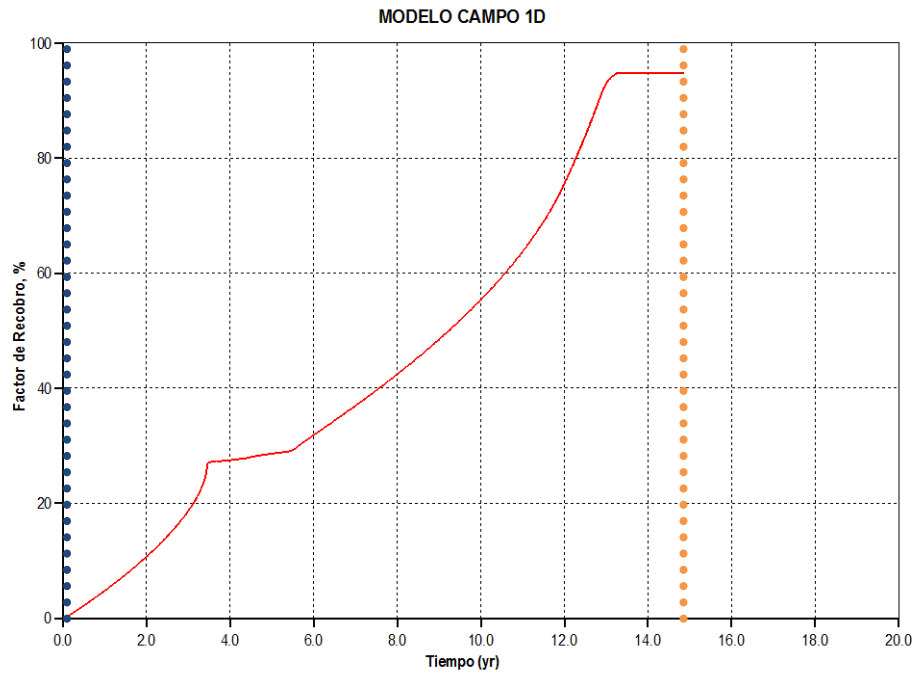
Para el modelo a escala de campo, que tiene una longitud de 2749 ft, el frente de combustión se demora 15 años (131.490 horas). Por lo tanto, se observa en la tabla 34 que la velocidad del frente para el prototipo a escala de laboratorio es aproximadamente 10 veces mayor que para el modelo a escala de campo.

- **Factor de recobro**

Debido a las condiciones ideales de los modelos conceptuales, además de que el frente solo se mueve en una dirección para este caso en 1D y finalmente debido a los efectos de alta eficiencia de barrido del proceso, el factor de recobro alcanzado para los modelos unidimensionales es elevado.

En la figura 45 se observa el comportamiento ascendente para el factor de recobro y como éste alcanza un valor de 95% aproximadamente para cada caso. Como se observa el incremento acelerado en el factor de recobro se da una vez se inicia la inyección de aire.

Figura 45. Comparación del factor de recobro entre los modelos unidimensionales



Fuente. Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

### **2.7.1.1. Otras Variables**

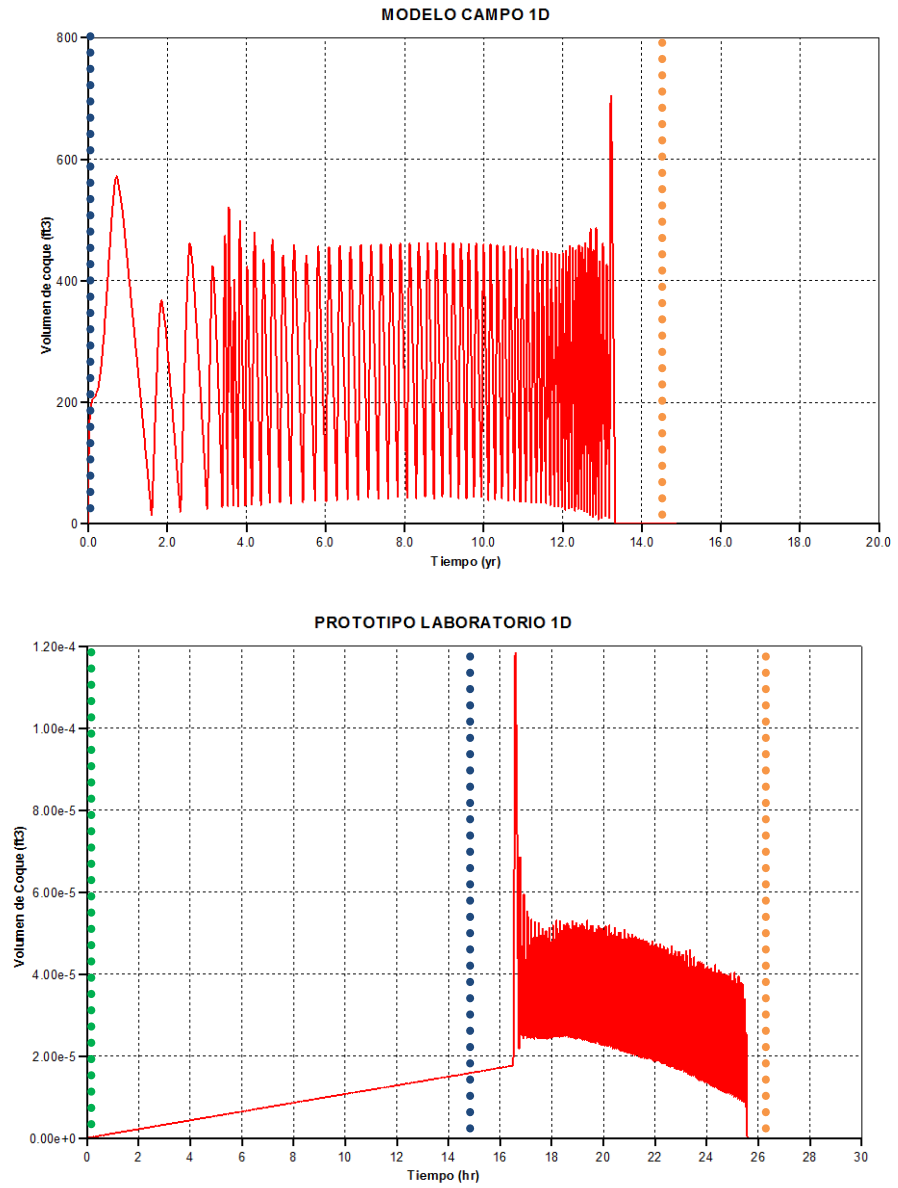
Para complementar el análisis realizado a partir de las variables de salida, se hizo un breve análisis de variables como el volumen de coque, el cual complementa y ayuda a entender el comportamiento reportado.

- **Volumen de coque**

En la figura 46 se observa el comportamiento oscilatorio del volumen de coque, que indica la generación y consumo del mismo. Sin embargo, en el modelo a escala de campo, la generación de coque se hace desde el inicio del proceso junto a la inyección de aire. Un valor promedio del volumen de coque está en  $300 \text{ ft}^3$ , siendo este valor mucho mayor comparado con el obtenido en el prototipo a escala de laboratorio. Lo anterior se debe al mayor volumen de las celdas, lo cual genera una mayor cantidad de coque para el proceso.

La generación y consumo de coque para el prototipo a escala de laboratorio, se hace de la misma manera que para el modelo de campo, tiempo después de que se inicia la inyección de aire, alcanzando un valor promedio de  $4 \cdot 10^{-3} \text{ ft}^3$ .

Figura 46 Comparación del volumen de coque entre los modelos unidimensionales



Fuente. Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

## 2.6 EFECTO DEL TAMAÑO DE LAS CELDAS EN EL DESEMPEÑO DEL PROCESO.

A partir del estudio periódico a los diferentes tamaños de celda utilizados en el modelo unidimensional, se puede concluir que la relación Q/Z planteada por Marjerrison y Fassih<sup>49</sup> en su procedimiento de escalamiento, tiene resultados positivos en celdas de pequeño tamaño (hasta \*30). Una vez las celdas adquieren un mayor tamaño, se tienen que hacer ciertas modificaciones adicionales para lograr el ajuste con el rango dado.

Para estas celdas de tamaño mayor, es imposible realizar un ajuste por tasa, como se comprobó previamente. De igual forma se tiene que utilizar como recurso la cinética, para poder tener un comportamiento similar en la combustión. A medida que las celdas adquieren un mayor tamaño es necesario aumentar la energía de activación de la reacción predominante de craqueo (En este caso Ecuación 1), disminuyendo la cantidad de coque generado en el modelo, y por consiguiente la temperatura del mismo. Vale la pena aclarar que las modificaciones que se realizaron a los valores iniciales de energía de activación no son tan grandes. A continuación una recopilación de los valores tomados de energía de activación para todos los casos. Se puede ver una tendencia creciente en los valores de acuerdo al tamaño de las celdas, sin embargo es necesario resaltar que el máximo cambio que se realizó desde el modelo inicial con celdas a escala de laboratorio, hasta uno con celdas a escala de campo fue únicamente de 10.000 Btu/lbmol. La figura 47 muestra la tendencia logarítmica entre el tamaño de las celdas y la energía de activación ajustada

---

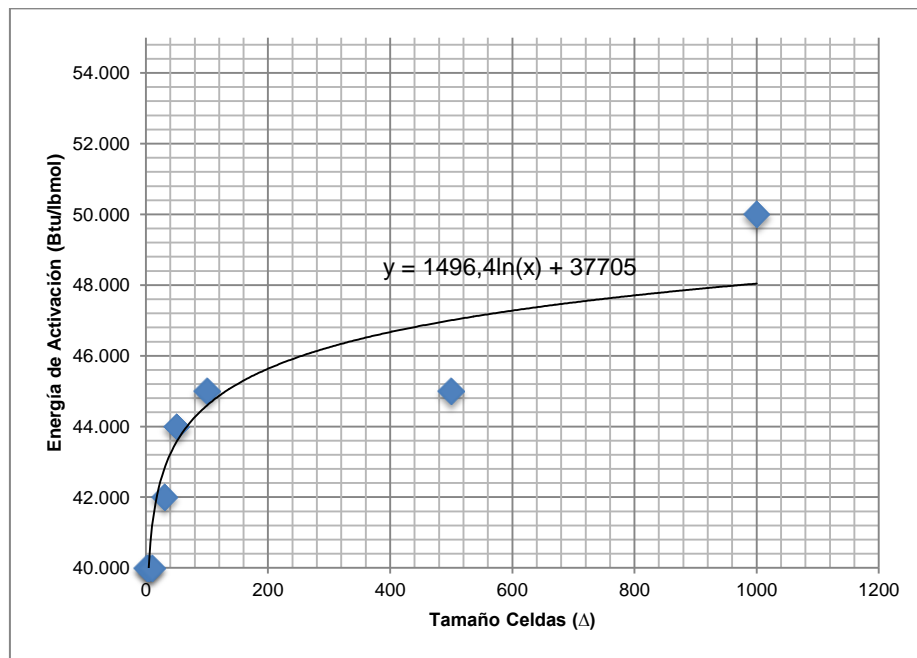
<sup>49</sup> MARJERRISON Op. Cit

**Tabla 35.** Valores de energía de activación para cada aumento de las celdas

Aumento de las Celdas	Ea (Btu/ lbmol)
<b>*2</b> ( $\Delta Z - \Delta X - \Delta Y$ )	40.000
<b>*5</b> ( $\Delta Z - \Delta X - \Delta Y$ )	40.000
<b>*10</b> ( $\Delta Z - \Delta X - \Delta Y$ )	40.000
<b>*30</b> ( $\Delta Z - \Delta X - \Delta Y$ )	42.000
<b>*50</b> ( $\Delta Z - \Delta X - \Delta Y$ )	44.000
<b>*100</b> ( $\Delta Z - \Delta X - \Delta Y$ )	45.000
<b>*500</b> ( $\Delta Z$ ) ( $\Delta X - \Delta Y$ ) <b>*100</b>	45.000
<b>*1000</b> ( $\Delta Z$ ) ( $\Delta X - \Delta Y$ ) <b>*100</b>	50.000

Fuente. Autores

**Figura 47** Comparación del volumen de coque entre los modelos unidimensionales



Fuente. Autores

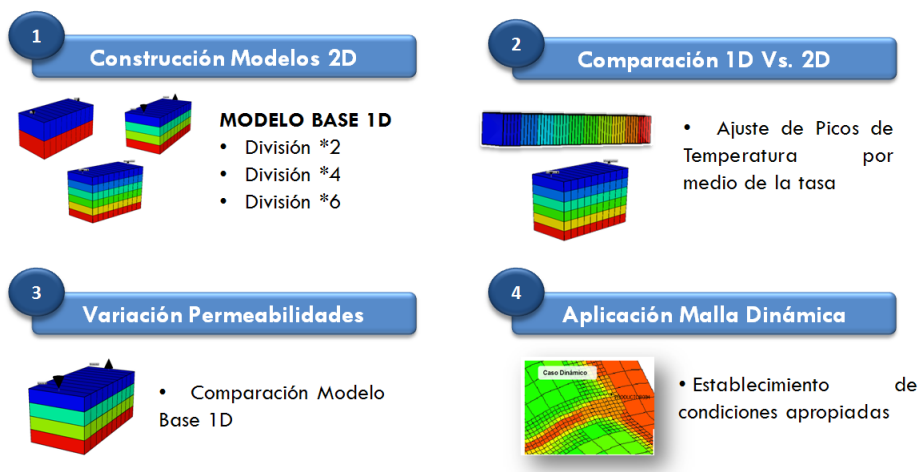
### 3. ANÁLISIS DE MODELOS BI-DIMENSIONALES

#### 3.1 METODOLOGÍA MODELO EN 2D

Los modelos en dos dimensiones permiten una descripción más detallada del yacimiento. Pueden ser de geometría horizontal, vertical o radial.<sup>50</sup> Para el desarrollo de este proyecto, se van a utilizar modelos verticales, los cuales permiten simular la variación de permeabilidades, la estratificación y la segregación de fluidos. En este capítulo se van a estudiar los efectos del dimensionamiento en la representación del proceso de combustión in situ, mediante la construcción de modelos en 2D partiendo del elemento de campo unidimensional construido previamente.

La metodología que se va a llevar a cabo en esta etapa del proyecto, se basa en 4 pasos específicos, como se muestra en la figura 48:

Figura 48. Metodología desarrollo modelo en 2 dimensiones



Fuente: Autores

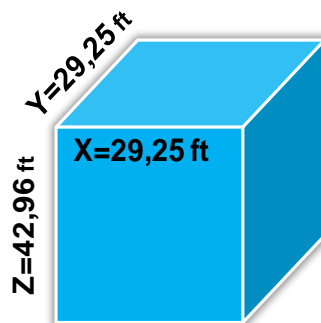
<sup>50</sup>OSORIO, Gildardo. Simulación Numérica de Yacimientos. Capítulo 1: Generalidades sobre simulación numérica de yacimientos de petróleo y gas natural. 2002.

El primer paso de la metodología es la Construcción de los modelos en 2 dimensiones. Para esto se toma como Modelo Base, el elemento de campo 1D que se construyó previamente. Como un segundo paso se realiza una comparación de las variables de salida propuestas, entre el modelo base (1D) y cada uno de los modelos en 2D construidos. Como tercer paso en el trabajo, se toma el modelo con 4 divisiones y se evalúan los efectos de estratificación, mediante cambios en la permeabilidad en cada capa. Se realiza una comparación inicialmente con el Modelo Homogéneo de 4 divisiones, y luego con el Modelo Base en 1D. Finalmente se hará uso de la herramienta de malla dinámica DYNAGRID de la empresa CMG para dar una primera idea de su utilidad y su capacidad de representación del frente.

### 3.2 CONSTRUCCIÓN MODELOS EN 2D.

Para la construcción de los modelos en 2 dimensiones, se parte del elemento de campo unidimensional creado previamente, cuyas celdas tienen las siguientes medidas mostradas en la figura 49:

Figura 49. Tamaño de la celda del modelo unidimensional.



Fuente: Autores

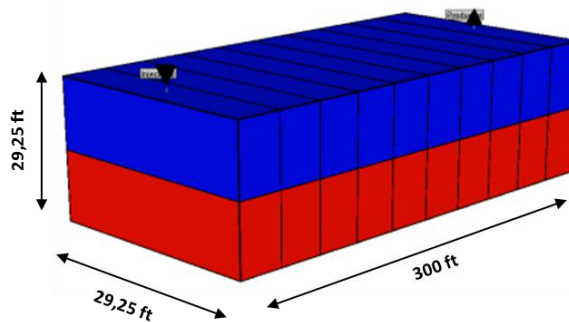
Este modelo unidimensional tiene 64 celdas en la dirección Z dando una longitud total de 2749.44 ft, entre el punto de inyección y el de producción. Para

representar acertadamente una separación entre pozo inyector-productor en un proceso de combustión in situ, se redujo el número de celdas en esta dirección para tener un espaciamiento de 300 ft aproximadamente entre los pozos. Con el fin de mantener las mismas condiciones de inyección de aire por una misma área transversal dada (Plano x-y), se dividió el modelo base primero en 2 partes, luego en 4 y finalmente en 6 para así evaluar los efectos de tener más de un canal de flujo.

### 3.2.1 Caso A: 2 divisiones

El primer paso para la construcción de los modelos en 2D, consiste en dividir el modelo base a escala de campo en la dirección Y. Esta primera división se hace con el fin de obtener dos capas en esta dirección. La figura 50 muestra las dimensiones finales del modelo en 2D con dos divisiones.

Figura 50. Modelo en 2D, con 2 divisiones en Z

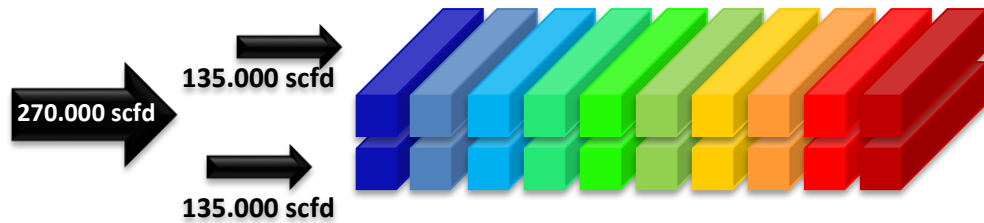


Fuente: Autores

Para conservar las condiciones iniciales del modelo en 1D a escala de campo, relacionada con tasa de inyección de aire y el área transversal, inicialmente se mantuvo constante la cantidad de aire inyectado, dividiendo la tasa del modelo unidimensional de acuerdo con el número de divisiones en la dirección Y, con el fin de comparar los resultados con los obtenidos en el modelo 1D a escala de campo. Para este caso, la tasa de inyección de aire del modelo en 1D, obtenida a

partir de la relación del procedimiento de escalamiento de MARJERRISON D, M. FASSIHI M, R. se divide en dos capas, generando una inyección por cada capa de la mitad de la tasa inicial. Esto se puede observar claramente en la figura 51.

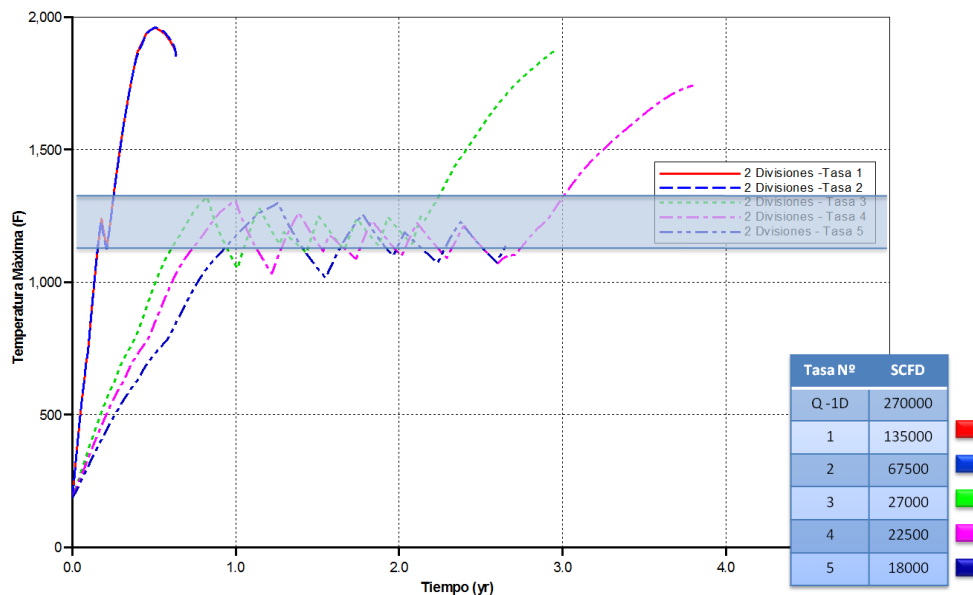
**Figura 51** División de la tasa de inyección de aire, para el modelo con 2 divisiones.



**Fuente:** Autores

Los resultados encontrados a partir de la utilización de la tasa de inyección inicial (Tasa No.1), muestran que las temperaturas alcanzadas son mayores a las obtenidas en el modelo en 1D.

**Figura 52.** Temperaturas máximas, para el caso de 2 divisiones



**Fuente.** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

A partir de esto, se procede a hacer un ajuste con la tasa, disminuyéndola hasta encontrar un valor que permitiera que los picos de temperatura estuvieran dentro del rango planteado desde el inicio del estudio ( $1100^{\circ}\text{F}$  -  $1300^{\circ}\text{F}$ ), denotado por la franja azul claro. La figura 52 revela las temperaturas máximas para el caso inicial y para otros casos de ajuste por tasa.

Esta figura indica que con la tasa de inyección de aire planteada, dividida de acuerdo al número de divisiones en la dirección Y, en este caso 135.000 scfd, se alcanzan temperaturas muy elevadas de hasta  $1900^{\circ}\text{F}$ . Lo cual afirma el hecho, de que en el modelo unidimensional, las temperaturas reportadas son un promedio de las que realmente se obtienen en el proceso. Por esta razón, al refinar el modelo en la dirección Y, las temperaturas reportadas, serán más cercanas a las que realmente se alcanzan en el proceso. Es necesario disminuir la tasa de inyección de aire, con el fin de ajustar el comportamiento de la temperatura máxima, siendo éste el principal parámetro de ajuste escogido para el presente estudio.

Como se observa en la figura 52 existen tres casos en donde la temperatura máxima no difiere significativamente una de la otra, estos son la línea punteada verde con una tasa de 27.000 scfd, línea punteada purpura con una tasa de 22.500 scfd y la línea puntada azul oscuro con una tasa de 18.000 scfd. Por esta razón, es posible elegir cualquiera de estos casos, como el proceso con la tasa ajustada para 2 divisiones. Se tomó el caso con una tasa de 22.500 scfd para cada capa. En la tabla 36 se observa la tasa inicial, que corresponde a la tasa del modelo en 1D a escala de campo dividido en dos capas, y la tasa ajustada que corresponde a la obtenida mediante el ajuste de la temperatura máxima.

**Tabla 36.** Tasa inicial y ajustada para el caso de 2 divisiones

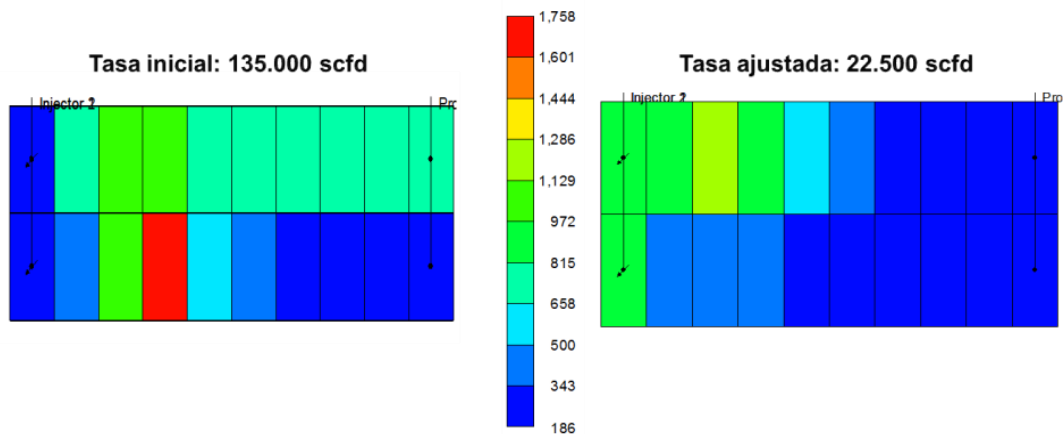
Tasa (2 Divisiones)	Scfd/ Capa
Inicial	135.000
Ajustada	22.500

Fuente: Autores

- **Efecto de Overriding**

Uno de los principales problemas encontrados en la simulación del proceso en dos dimensiones, es el efecto de overriding o efectos gravitacionales, ocasionados por la alta relación de movilidad entre el aire y el fluido del yacimiento. Este problema, no fue estudiado en los modelos uni-dimensionales, debido a que el aire era inyectado y desplazado en una sola dirección y por lo tanto no existían caminos preferenciales para que el aire se desplazara. Sin embargo, en los modelo en 2D, este fenómeno afecta directamente el rendimiento del proceso, disminuyendo la eficiencia de barrido y por lo tanto el factor de recobro final.

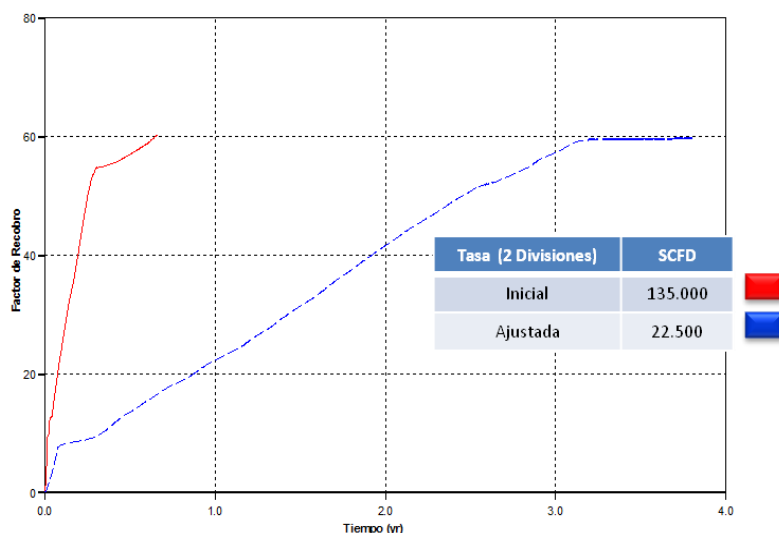
**Figura 53.** Perfil de temperatura para el caso de 2 divisiones.



Fuente. Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

En las dos gráficas de la figura 53 se observan los efectos gravitacionales del aire, para la tasa inicial (135.000 scfd) y para la tasa ajustada (22.500 scfd), para un mismo tiempo. Se evidencia un mejor barrido con la tasa ajustada, donde el frente se mueve más uniformemente, comparado con el caso de la tasa inicial donde en la capa superior se observa un barrido mucho más rápido que la capa inferior.

**Figura 54.** Factor de recobro para el caso de 2 divisiones



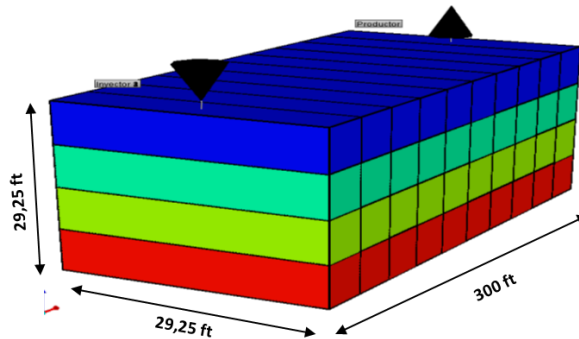
**Fuente.** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

Como se mencionó previamente, los efectos de overriding afectan directamente el factor de recobro final obtenido en el proceso. En la figura 54 se observa el factor de recobro para el caso de la tasa inicial y la tasa ajustada. Sin embargo, como se observa en la figura 54 este parámetro no se ve afectado cuando se tienen únicamente 2 capas, debido a que el factor de recobro final alcanza el mismo valor de 60%. Además, se observa que el comportamiento del proceso se ve altamente acelerado con la tasa de inyección inicial, logrando así el mismo valor de factor de recobro.

### 3.2.2 Caso B: 4 divisiones

El siguiente paso para la construcción de los modelos en 2D, consiste en dividir el modelo base a escala de campo en la dirección Y, en 4 divisiones. La figura 55 muestra las dimensiones del modelo en 2D con cuatro divisiones.

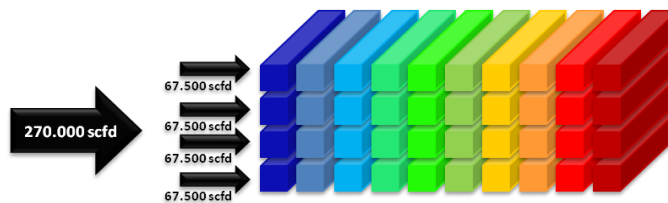
Figura 55. Modelo en 2D, con 4 divisiones en Z



Fuente. Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

Igualmente para conservar las condiciones iniciales del modelo en 1D a escala de campo, inicialmente se mantuvo constante la cantidad de aire inyectado, dividiendo la tasa del modelo unidimensional de acuerdo con el número de divisiones en la dirección Y, (en este caso en 4) generando una inyección por cada capa, de un cuarto (1/4) de la tasa inicial. Esto se puede observar claramente en la figura 56.

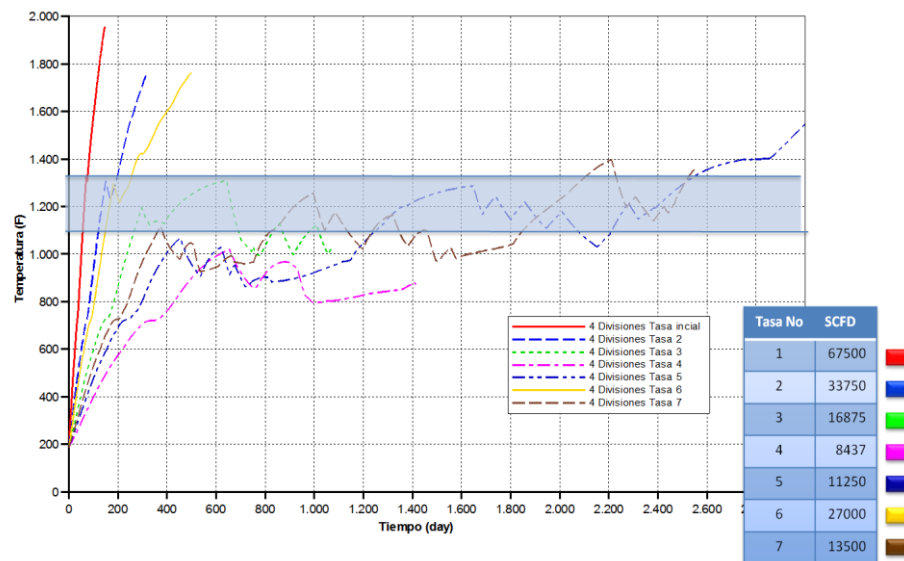
Figura 56. División de la tasa de inyección de aire, para el modelo con 4 divisiones



Fuente: Autores

De la misma manera, para el caso de 4 divisiones, se obtienen temperaturas muy elevadas, con la tasa de inyección de aire inicial, conforme se planteó previamente. En la figura 57, se observa la línea roja la cual indica la temperatura máxima para el caso inicial (67.500 scfd en cada capa), se evidencia que la temperaturas se elevan rápidamente llegando a los 1900 °F a los 180 días aproximadamente.

**Figura 57.** Temperaturas máximas, para el caso de 4 divisiones



**Fuente.** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

Además, se observa que existen ciertos casos donde se alcanza el rango de ajuste de temperatura planteado, igualmente denotado por la zona azul claro. Con esto, se decide que el mejor caso, para lograr el mismo comportamiento del proceso comparado con el elemento de campo, es con la tasa de 13.500 scfd ya que se encuentra en este rango de temperatura; por esta razón esta tasa se denomina la tasa ajustada para el caso de 4 divisiones (Ver Tabla 37).

**Tabla 37.** Tasa inicial y ajustada para el caso de 4 divisiones

Tasa ( 4 Divisiones)	Scfd / Capa
Inicial	67500
Ajustada	13500

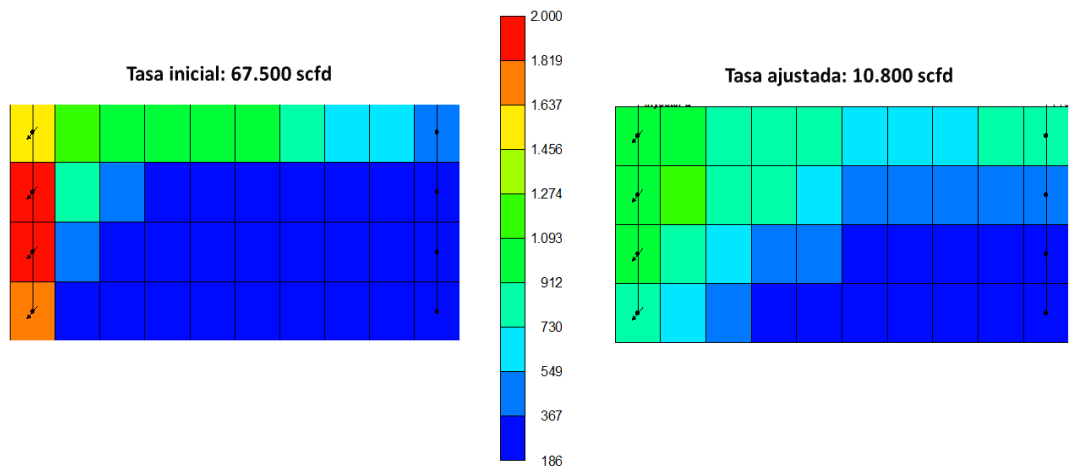
Fuente: Autores

- **Efecto de Overriding**

En las dos gráficas de la figura 58 se observa el fenómeno de segregación gravitacional del aire más pronunciado para este caso, que para el caso de 2 divisiones. Aquí se evidencia que el aire está tomando la parte superior como un canal de flujo preferencial para los dos casos, con la tasa ajusta y con la tasa inicial, disminuyendo así la eficiencia de barrido del proceso. Sin embargo, se observa que con la tasa mayor, es decir la tasa inicial, el proceso es más ineficiente, ya que el frente únicamente se desplaza por la primera capa y las temperaturas alcanzadas en ciertas celdas son muy elevadas, confirmando lo mencionado anteriormente.

Estas altas temperaturas pueden ser causadas, debido a que el frente no puede avanzar en esta zona y todo el coque generado se acumula allí. Además, el aire proveniente de la zona inferior, el cual se mueve rápidamente hacia esta zona, genera una mayor cantidad de coque, y no lo consume en su totalidad.

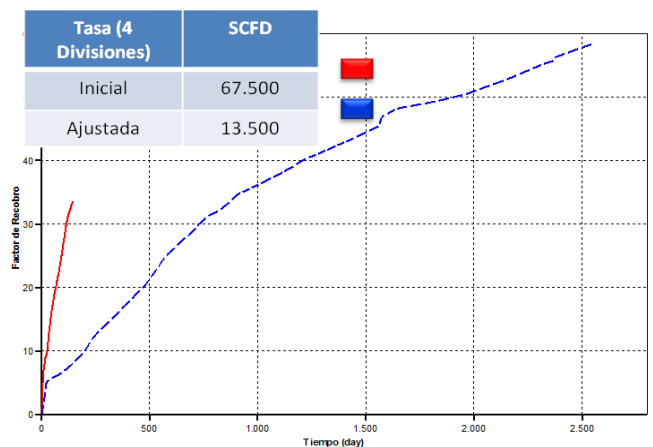
**Figura 58.** Perfil de temperatura para el caso de 4 divisiones



**Fuente.** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

La figura 59 muestra el factor de recobro para los dos casos, con la tasa inicial y la ajustada, como es de esperarse con la tasa inicial donde las temperaturas son muy elevadas al inicio del proceso y por lo tanto el simulador no permite continuar con la simulación, se alcanza un factor de recobro de tan solo 34%.

**Figura 59.** Factor de recobro para el caso de 4 divisiones



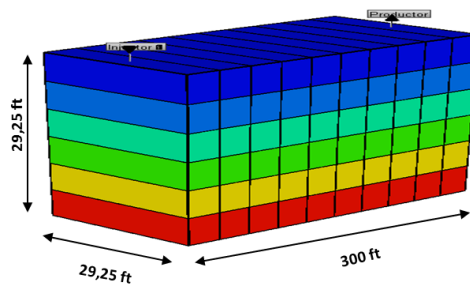
**Fuente.** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

Para el caso con la tasa ajustada, el rendimiento del proceso es mucho mejor y frente se mueve más uniformemente por todo el yacimiento alcanzando un factor de recobro final de 60%

### 3.2.3 Caso C: 6 divisiones

Finalmente se construyó un modelo en 2D, con 6 divisiones en la dirección Y. La figura 60 muestra las dimensiones del modelo en 2D con seis divisiones.

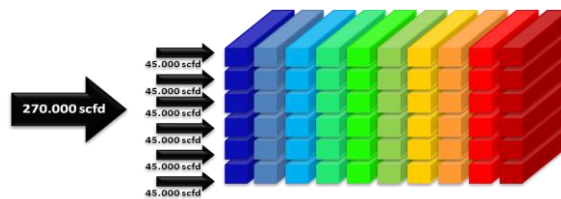
Figura 60. Modelo en 2D, con 6 divisiones en Y



Fuente. Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

Como se ha mencionado previamente, para conservar las condiciones iniciales del modelo en 1D a escala de campo, inicialmente se mantuvo constante la cantidad de aire inyectado, dividiendo la tasa del modelo unidimensional de acuerdo con el número de divisiones en la dirección Y, en este caso en 6, generando una inyección por cada capa de la un sexto (1/6) de la tasa inicial, como se muestra en la figura 61.

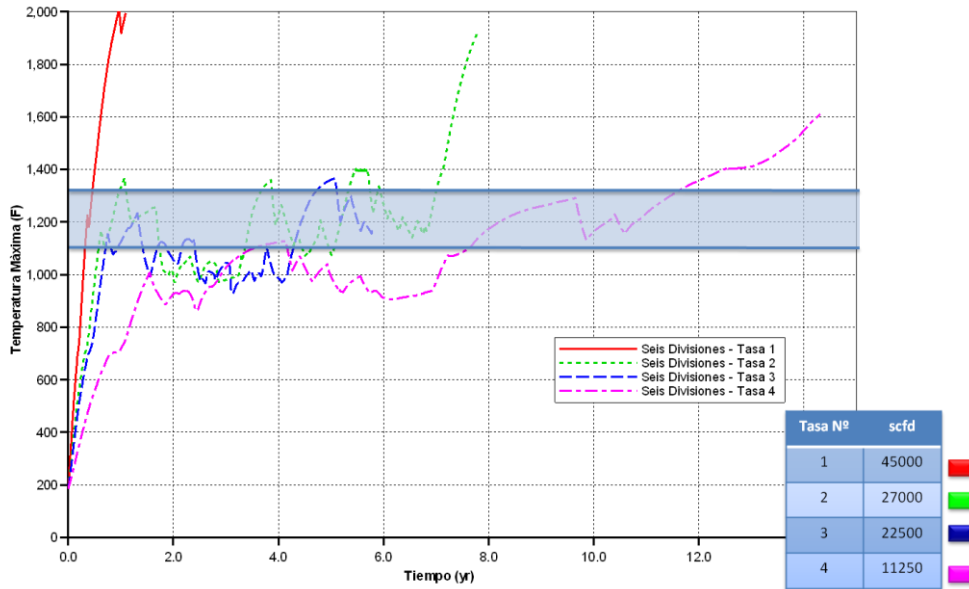
Figura 61. División de la tasa de inyección de aire, para el modelo con 6 divisiones



Fuente: Autores

De la misma forma, que los casos anteriores las temperaturas generadas con la tasa de aire inicial, son muy elevadas, de hasta 2.000°F, como se indica con la línea roja, de la figura 62.

Figura 62. Temperaturas máximas, para el caso de 6 divisiones



Fuente. Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

Por esta razón, se busca ajustar el comportamiento como en los casos anteriores, hasta alcanzar un rango de temperaturas aceptables, denotado por la zona azul claro. En la tabla 38 se pueden observar la tasa inicial y la tasa ajustada para el caso con 6 divisiones.

Tabla 38. Tasa inicial y ajustada para el caso de 6 divisiones

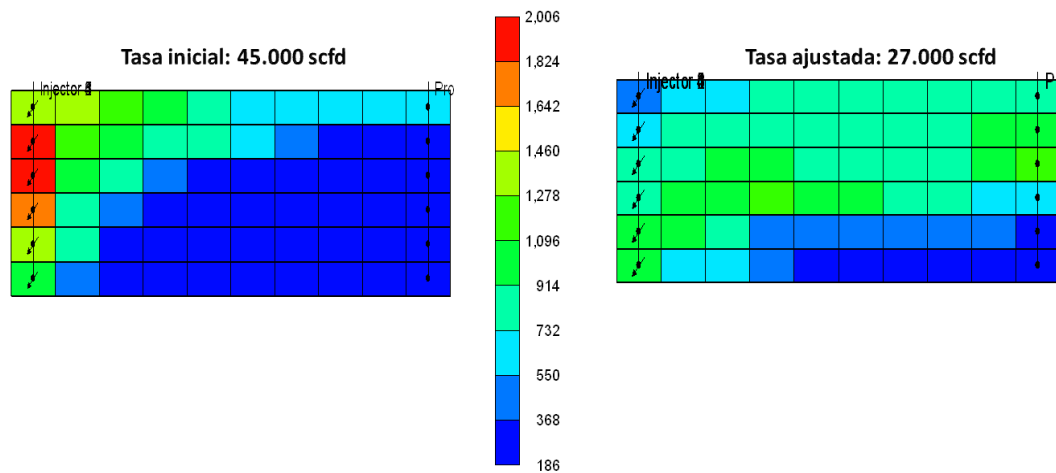
Tasa (6 Divisiones)	SCFD
Inicial	45.000
Ajustada	27.000

Fuente: Autores

- **Efecto de Overriding**

La principal justificación para realizar un modelo en 2D con 6 divisiones, es poder observar claramente el efecto de overriding generado por la alta relación de movilidad entre el aire y el petróleo. En la figura 63 se puede apreciar como el aire siempre toma la parte superior como en los casos anteriores, afectando directamente el factor de recobro.

**Figura 63.** Perfil de temperatura para el caso de 6 divisiones

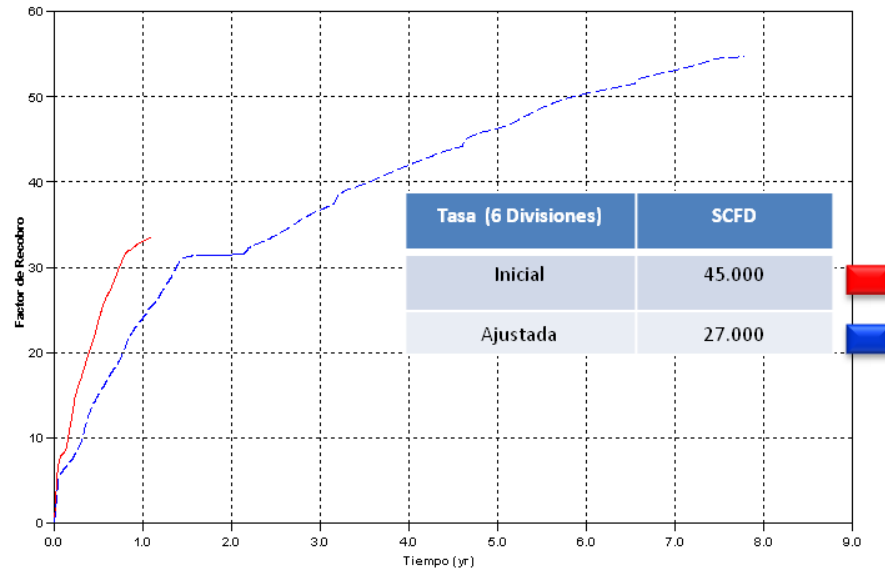


**Fuente.** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

De igual forma, al utilizar la tasa ajusta, en este caso de 27.000 scfd, el barrido será más uniforme, debido a que el frente se va a mover más lento, comparado con la tasa inicial de 45.000 scfd, barriendo una mayor parte del yacimiento. Por esta razón, el factor de recobro, será el parámetro más importante a analizar.

En la figura 64 se observan los factores de recobro con la tasa ajusta y la tasa inicial para el caso con 6 divisiones, donde se confirma que el para el proceso con la tasa ajustada, se obtendrá un factor de recobro de 55%, mientras que con la tasa inicial donde se alcanza elevadas temperaturas al inicio del proceso, se obtiene un factor de recobro de tan solo un 34%.

**Figura 64.** Factor de recobro para el caso de 6 divisiones



**Fuente.** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

En la tabla 39 se resume para cada uno de los casos las tasas ajustadas encontradas en el trabajo realizado, junto con el valor de factor de recobro para cada uno que como se puede ver no difiere mucho entre sí.

**Tabla 39.** Resumen Tasa ajustada-Factor de Recobro para cada caso de las divisiones.

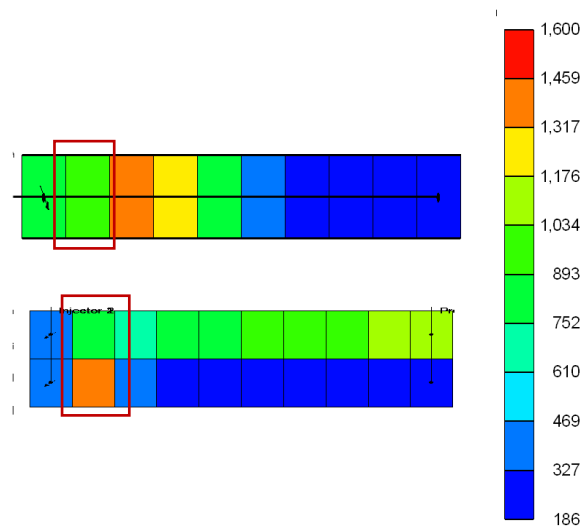
Divisiones	Tasa Ajustada	Factor de Recobro
2	22.500	60%
4	13.500	60%
6	27.000	60%

**Fuente.** Autores.

### 3.3 EFECTO DEL DIMENSIONAMIENTO EN EL DESEMPEÑO DE PROCESO DE COMBUSTIÓN IN SITU

Como se pudo comprobar previamente, en los diferentes casos de los modelos en 2 dimensiones, no se logró ajustar el comportamiento con la tasa inicial propuesta, dividida de acuerdo al número de divisiones en la dirección Y. Además, se pudo observar que para todos los casos anteriores, al utilizar esta tasa de inyección, se obtienen temperaturas muy elevadas desde el inicio del proceso, lo que genera resultados erróneos, incluso cuando se conservan las condiciones tanto de tasa de aire y área transversal del modelo unidimensional a escala de campo. Lo anterior se debe a que los simuladores numéricos, trabajan un esquema de diferencias finitas, donde para cada celda se obtiene un valor promedio de cada propiedad. Por lo tanto, este es un fenómeno que está ocurriendo en el modelo en 1D.

Figura 65. Efecto del dimensionamiento en el proceso



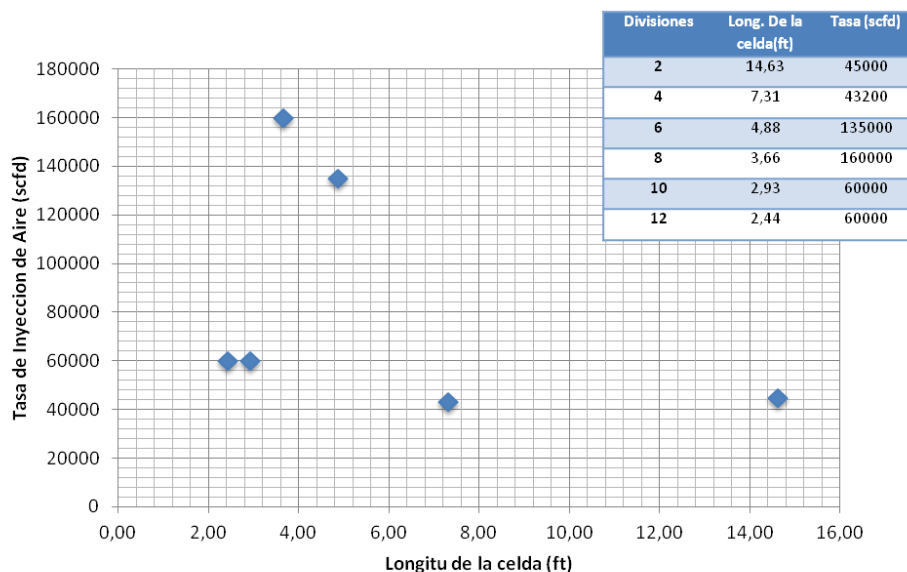
Fuente. Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

En la figura 65 se observa en la parte superior un perfil de temperatura para el modelo en 1D, donde se aprecia que la temperatura alcanzada en la celda señalada es de 1000°F aproximadamente, mientras que para el modelo en 2D, con 2 divisiones ubicado en la parte inferior, las temperaturas alcanzadas en cada celda (750°F en la celda superior y 1300°F en la celda inferior) promedian el valor obtenido en el modelo unidimensional.

Lo anterior confirma el hecho que para este caso, el dimensionamiento permite obtener una distribución de temperatura más exacta a la que se está obtenido en el proceso, en donde el simulador reporta el valor de temperatura por celda.

Por otro lado, es importante resaltar, que no existe una relación entre la tasa de inyección de aire y el número de divisiones o longitud de las celdas, como se observa en la figura 66. Se llevó a cabo un ajuste de tasa específico para cada caso, y la dispersión entre los resultados indica que no se puede generar un patrón.

**Figura 66.** Comportamiento de la tasa con respecto a la longitud de la celda.



**Fuente:** Autores

### 3.4 VARIACIÓN DE PERMEABILIDADES

El modelo que se está utilizando tiene una distribución homogénea de permeabilidades, caso que no es muy cercano a la realidad, dado que la mayoría de yacimientos presentan algún tipo de estratificación. Como se observó en los resultados previos, el principal problema que salta a la vista en el proceso de combustión, es el efecto de segregación (overriding) del aire. Debido a la alta diferencia de movilidades entre el aire y el crudo pesado del yacimiento, el gas tiende a formar un canal preferencial en la parte superior del yacimiento. De esta manera se decidió partir de un modelo conceptual en 2 dimensiones (4 divisiones) para evaluar los efectos de estratificación, variando las permeabilidades en la orientación del movimiento del frente (eje Z). Se utilizaron diferentes coeficientes de variación, pero se mantuvo la misma permeabilidad promedio para así evaluar su efecto directo en la eficiencia del proceso.

La distribución de permeabilidades se estableció en un esquema descendente, presentando éste como el mejor caso posible dado que ayudaría a mitigar los efectos de segregación. Se evaluaron las siguientes distribuciones, mostradas en la tabla 40.

**Tabla 40.** Coeficiente de variación y distribución de permeabilidad

Coef. Variación	K Capa (D)	K Capa 2 (D)	K Capa (D)	K Capa 5 (D)
<b>0</b>	5	5	5	5
<b>0.315</b>	3	4	5	8
<b>0.56</b>	1.3	2.2	6	10.5
<b>0.7</b>	1	3	6	10

Fuente: Autores

A continuación se muestran los resultados más representativos de cada uno de los casos, partiendo del modelo homogéneo y comparándolo con los modelos de diferentes coeficientes de variación.

### **3.4.1 Variables de salida**

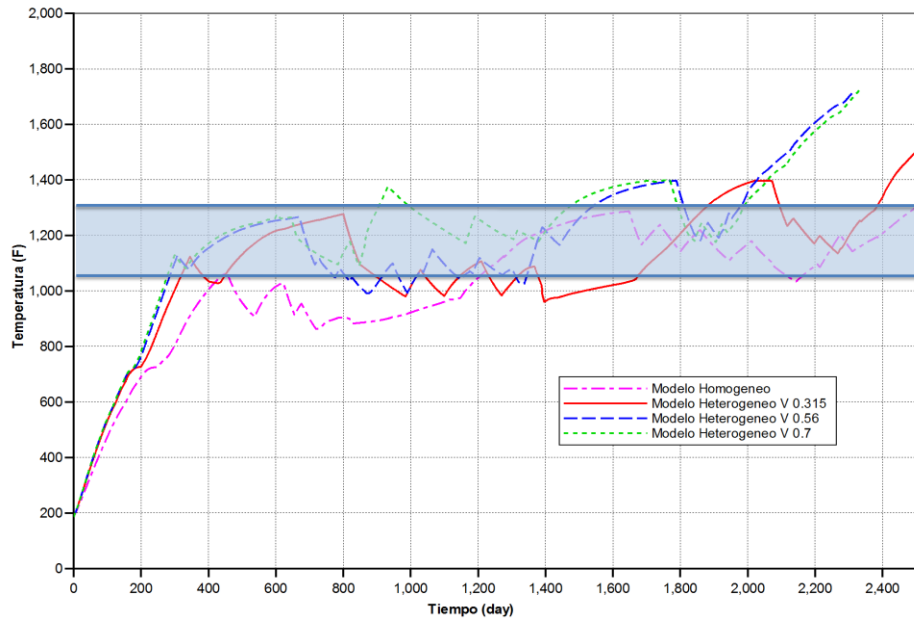
A continuación se identifican las características de las variables de salida planteadas para la evaluación de los modelos en 2 dimensiones.

- **Picos de Temperatura**

En la figura 67, se observan los picos de temperatura para cada caso. Los valores de temperatura que se alcanzan son similares y dentro del rango de ajuste planteado desde un principio. La similitud en los picos de temperatura en todos los casos revela un comportamiento de combustión similar.

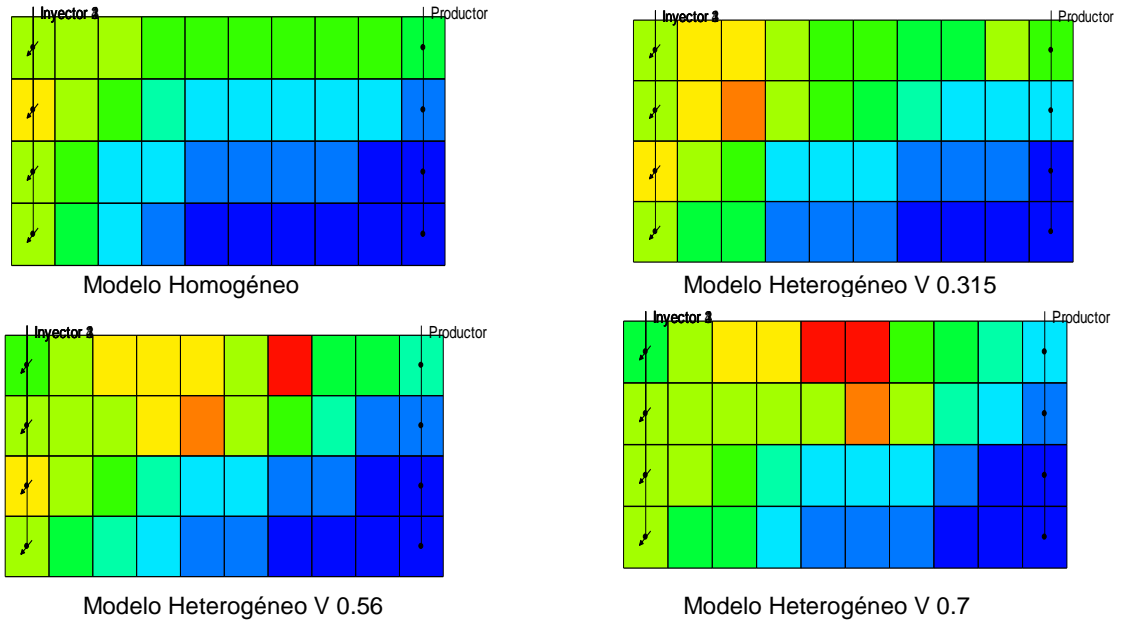
Para ver una mejor distribución de temperaturas dentro del modelo, las figuras 68 a continuación muestran en una vista y-z el modelo en 2 dimensiones y las temperaturas a un mismo tiempo para todos los escenarios propuestos. Estas figuras dan una idea de la eficiencia de barrido para cada uno de los casos, relacionada directamente con el avance del frente de combustión.

**Figura 67.** Picos de Temperatura modelos homogéneo y heterogéneos.



**Fuente.** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

**Figura 68.** Perfiles de Temperatura para los casos presentados

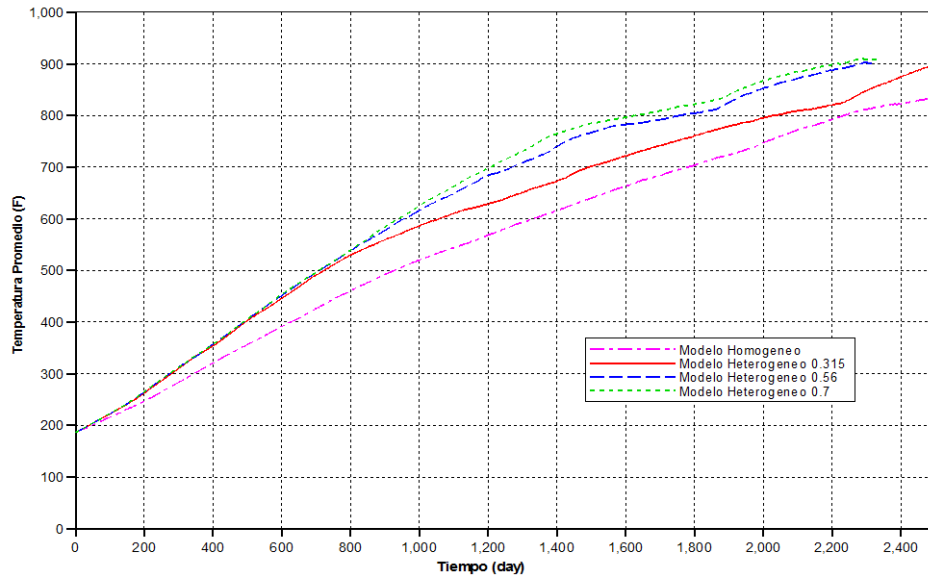


**Fuente.** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

En el modelo homogéneo el frente de combustión llega rápidamente al pozo productor, siguiendo como canal preferencial, la parte superior del yacimiento por efectos de la segregación. A medida que se va incrementando el coeficiente de variación de permeabilidades, intentando favorecer el flujo con permeabilidades mayores en la sección inferior del yacimiento, se ve un frente más estable. Sin embargo, vale la pena aclarar que aun con un modelo con alta heterogeneidad como es el caso del coeficiente 0.7, aun tiende a darse el overriding.

Como era de esperarse, se ve un mejor barrido cuando se trata de un coeficiente de variación mayor. Disminuyendo la permeabilidad de la zona superior, por donde tiende a irse rápidamente el oxígeno, y aumentando la permeabilidad en las zonas inferiores del espesor tomado, se pueden obtener mejores resultados en cuanto a un barrido más homogéneo, ya que se mejoran los efectos de overriding. Tomando estas imágenes como referencia, se ve que el yacimiento mantiene temperaturas más altas en toda su extensión, cuando hay una mejor distribución del oxígeno. Para evaluar este parámetro, se graficó la temperatura promedio del yacimiento para cada uno de los escenarios como se puede ver en la figura 69 a continuación:

Figura 69. Temperatura promedio modelos homogéneo y heterogéneos.



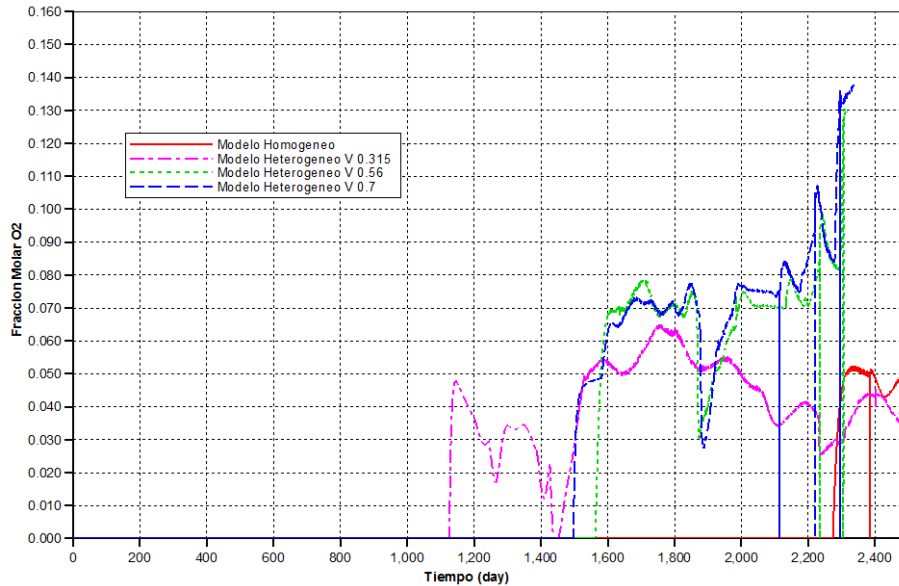
Fuente. Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

A partir de los resultados de esta gráfica se puede observar que el yacimiento heterogéneo que se considera como el escenario ideal, mantiene una mayor temperatura promedio alrededor de unos 100°F mayor que el caso homogéneo, dado que la heterogeneidad ayuda a la formación de un frente más estable. La estabilidad del mismo se basa en la posibilidad de mitigar los efectos de segregación que se ven provocados en este tipo de procesos.

- **Gases Producidos**

En la Figura 70 se ve la fracción molar de oxígeno para cada uno de los modelos con permeabilidades diferentes. La curva en rojo correspondiente al modelo homogéneo es la que presenta una irrupción tardía de oxígeno, ya que su producción inicia casi al final de la simulación al cabo de aproximadamente 6 años.

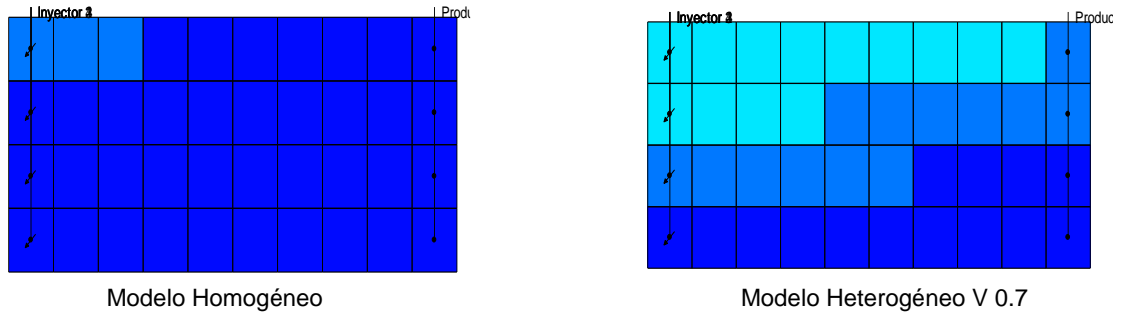
**Figura 70.** Fracción Molar O<sub>2</sub> modelos homogéneo y heterogéneos.



**Fuente.** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

En el modelo con coeficiente de variación de 0.315, la irrupción se puede ver a los 3 años de inicio de la inyección de aire. El comportamiento en la fracción molar de oxígeno para los modelos con coeficientes de 0.56 y 0.7 es igual, únicamente difiere el momento de la irrupción en un par de meses. Aunque el frente se mantiene más estable en yacimientos estratificados cuya permeabilidad se presenta de forma descendente, los gases de producción van a tomar el canal preferencial, como se ve en los perfiles de la figura 71.

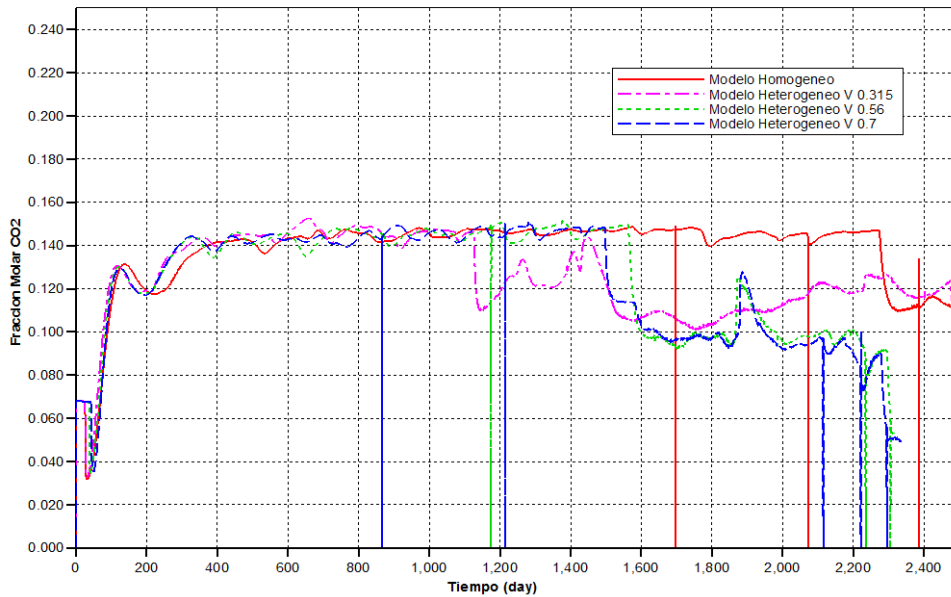
**Figura 71.** Perfiles fracción molar O<sub>2</sub> modelo homogéneo y heterogéneos.



**Fuente.** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

La grafica 72 a continuación muestra la producción en fracción molar de CO<sub>2</sub> para los modelos construidos, y se ve que el comportamiento es igual en comparación con el rango de ajuste, ya que se mantiene en la mayoría del proceso en 0.15.

**Figura 72.** Fracción Molar CO<sub>2</sub> modelos homogéneo y heterogéneos.

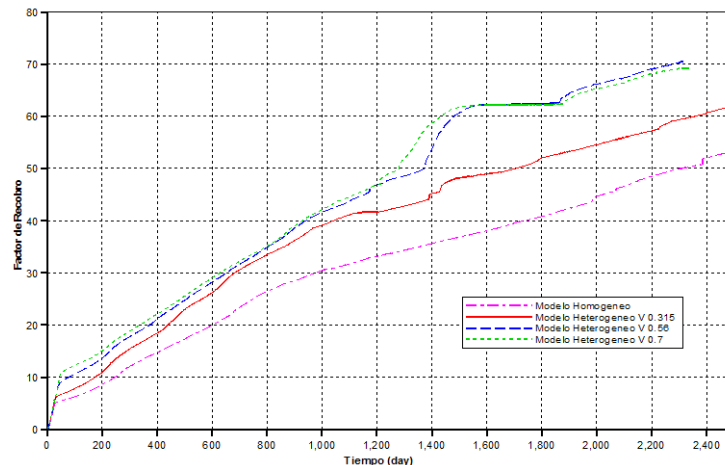


Sin embargo, se ve una disminución temprana en la fracción de  $CO_2$  correspondiente al momento donde inicia la irrupción de  $O_2$ , dependiendo del modelo. Una vez irrumpe el oxígeno en los escenarios heterogéneos, la fracción de  $CO_2$  disminuye oscilando entre 0.10 y 0.12

- **Factor de Recobro**

La figura 73 muestra los valores de esta variable durante el proceso para cada uno de los casos. El modelo homogéneo tiene el menor porcentaje de recobro de todos, alcanzando un 53% al cabo de casi 7 años de simulación. Teniendo un coeficiente de variación de 0.315 ya vemos una mejora significativa de casi 10% más que el caso homogéneo. En los otros escenarios, donde las variaciones de permeabilidad son más extremas con coeficientes de 0.56 y 0.7 encontramos resultados iguales entre sí, pero superando a su vez, en cerca de un 20% al caso homogéneo al cabo del mismo tiempo. Se puede ver que tomando el caso más optimista que ayude a mitigar el problema del overriding, se puede obtener una mayor eficiencia de barrido en el yacimiento, aumentando así el recobro de aceite in situ.

**Figura 73.** Factor de Recobro modelos homogéneo y heterogéneos.



**Fuente.** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

Es necesario resaltar la similitud de los resultados entre los coeficientes de variación 0.56 y 0.7. Esto indica que existe un punto hasta donde la estratificación empieza a ser representativa en el proceso, a partir de éste, grandes coeficientes de variación tendrán el mismo efecto en el yacimiento.

Finalmente se puede concluir que una distribución descendente de permeabilidades, se presenta como el mejor escenario para el proceso de combustión dado que ayuda a la formación de un frente más estable, y así mismo mejora la eficiencia de barrido areal, dando como resultado un mayor factor de recobro.

### **3.5 GRID DINÁMICO**

El Grid Dinámico es una herramienta que permite disminuir tiempos de cómputo en la simulación de procesos donde se pueden alcanzar altos gastos computacionales, por el número o tamaño de las celdas. Por esta razón, en este estudio se utilizará la herramienta Dynagrid de la compañía CMG, debido a que se recomienda que las celdas para simular un proceso de combustión sean de poco espesor, para así representar las temperaturas alcanzadas en el desarrollo del proceso.

A continuación, se explicaran algunos conceptos importantes antes de utilizar la herramienta Dynagrid, de la compañía CMG, que permiten entender su funcionamiento.

- **Proceso de Amalgamación**

Consiste en crear una nueva celda madre producto de un grupo de celdas amalgamadas. Esta nueva celda tendrá nuevas propiedades, y algunas de estas celdas serán nulas e ignoradas en la matriz jacobiana.

Para calcular la transmisibilidad entre las celdas, un promedio ponderado en áreas de la permeabilidad es realizado en cada una de las caras de una celda amalgamada. Las propiedades primarias de la celda amalgamada se calculan como un promedio ponderado sobre el volumen poroso. Las propiedades secundarias son re-calculadas y los volúmenes porosos son sumados. El proceso de des-amalgamación es más simple ya que las celdas hijas reciben las propiedades de la celda amalgamada y vuelven a hacer parte de la estructura de datos del simulador.<sup>51</sup> (Ver figura 74)

**Figura 74.** Proceso de Amalgamación



**Fuente.** Tomado y modificado COGOLLO C. "Evaluación de parámetros computacionales en la aplicación de sistemas de emallado dinámico para la descripción de procesos de inyección de aguas en simulación numérica de yacimientos", Universidad Industrial de Santander, 2011

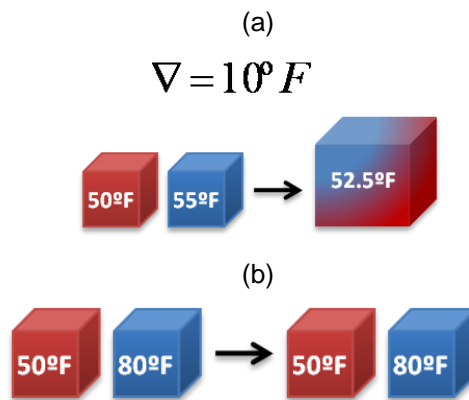
- **Función de adaptación**

Es el gradiente especificado por el usuario, en cierta propiedad tanto de los fluidos como del yacimiento, para identificar las zonas del grid que necesitan un mayor refinamiento. Consiste de un valor máximo de tolerancia, en donde si el gradiente calculado por el simulador es menor a éste valor máximo, puede realizarse amalgamación; si el gradiente calculado es mayor a la función de adaptación,

<sup>51</sup> COGOLLO C. "Evaluación de parámetros computacionales en la aplicación de sistemas de emallado dinámico para la descripción de procesos de inyección de aguas en simulación numérica de yacimientos", Universidad Industrial de Santander, 2011

entonces el grupo de celda permanece refinado.<sup>52</sup> En la figura 75 se observa un ejemplo de la temperatura como función de adaptación, donde en el caso (a) se tiene un gradiente entre celdas menor al propuesto por el usuario de 10°F, por lo tanto las celdas se amalgaman generando una nueva celda. Mientras que en el caso (b) donde el gradiente entre las celdas es mayor al propuesto por el usuario, las celdas se mantienen refinadas.

Figura 75. Temperatura como Función de Adaptación



Fuente. Autores

Existen diferentes propiedades donde es posible usar la función de adaptación, entre ellas, Saturación, Fracción Molar Global, Fracción Molar de cada fase (agua, gas, aceite), Temperatura. Para este estudio se tomará como función de adaptación la temperatura, siendo ésta el parámetro más importante a evaluar en el proceso de combustión.

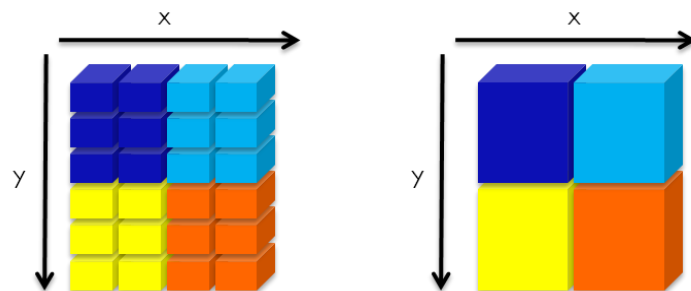
- **Parámetro de amalgamación**

Es el parámetro que define cuantas celdas serán amalgamadas en cada dirección, por esta razón es posible definir un valor diferente para cada dirección, X, Y y Z. En la figura 76 se observan el grupo o regiones de amalgamación para el caso

<sup>52</sup> Ibid p 116

una malla con parámetro de amalgamación en X de 2 y en Y de 3. Generalmente, este valor no supera un valor de 6.

**Figura 76.** Amalgamación bidimensional con parámetro igual a 2 en el eje X y 3 en el eje Y.



**Fuente.** Tomado y modificado COGOLLO C. "Evaluación de parámetros computacionales en la aplicación de sistemas de enmallado dinámico para la descripción de procesos de inyección de aguas en simulación numérica de yacimientos", Universidad Industrial de Santander, 2011

### 3.5.1 Resultados de la aplicación de la herramienta DYNAGRID

Para evaluar la eficiencia de la malla dinámica en el modelo planteado, se decide partir del mismo modelo planteado previamente pero con 10 divisiones en la dirección Y. A este modelo se le aplicó un refinamiento mediante la opción Split Grid Planes, como recomendación de los expertos de CMG, dado que se vio una reducción del tiempo de cómputo a la mitad en comparación con el modelo que utilizaba un refinamiento cartesiano. A cada una de las celdas se le aplicó un refinamiento que consiste en la división en 5 partes en los planos Y y Z.

Una vez se ha realizado el refinamiento y han sido revisados los términos asociados al funcionamiento de la herramienta Dynagrid, es necesario hacer un análisis de sensibilidad básico de éstos para hallar los parámetros óptimos en nuestro modelo.

- **Función de Adaptación**

En STARS la función de adaptación se puede declarar en cualquiera de las siguientes propiedades:

- Saturación (Agua, Aceite, Gas)
- Fracción Molar Global
- Fracción Molar de la fase gas
- Fracción Molar de la fase aceite
- Fracción Molar de la fase agua
- Temperatura.

Para el caso de los métodos térmicos, se recomienda<sup>53</sup> el uso de la temperatura como función de adaptación dada su importancia. Para el caso específico de la combustión in situ, se eligió este parámetro, dado que el problema que se está tratando de mitigar es la representación del frente de combustión.

Según resultados presentados en el trabajo referenciado previamente, la elección del gradiente óptimo de la función de adaptación varía dependiendo del proceso simulado. Sin embargo se recomienda iniciar el estudio a partir de un gradiente de 10°F para procesos térmicos. Teniendo en cuenta que los valores de temperatura que se ven en el proceso de combustión son muy altos, en el rango de 800-1200°F, se decidió hacer un análisis entre 3 gradientes específicos: 10°F, 50°F y 100°F, manteniendo un parámetro de amalgamación de 1 en cada dirección (Y, Z).

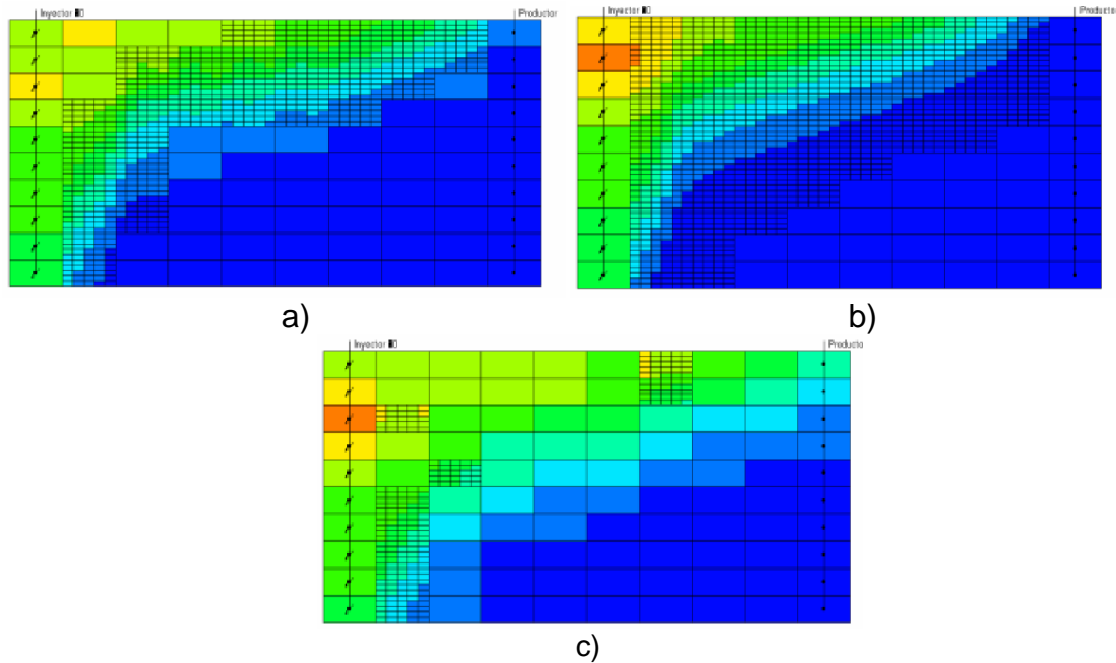
La elección del gradiente óptimo se da mediante la observación en el modelo de la cantidad de celdas refinadas o amalgamadas en el proceso. Las figuras 77 representan un instante del proceso para cada una de las funciones de adaptación. Para el caso de 10°F, se ve un exceso de celdas refinadas lo que hace que se deseche esta opción inmediatamente, dado que no se ve la acción de la malla dinámica. Por otro lado para el caso de 100°F sucede lo contrario, se ve

---

<sup>53</sup> Ibid, p 116

claramente un exceso de celdas amalgamadas, que aunque tiene un tiempo de cómputo menor, no se cumple con el objetivo inicial de una mejor representación del frente de combustión.

**Figura 77.** Perfiles de Temperatura para Función de adaptación con gradiente de a) 10°F; b) 50°F; c) 100°F



**Fuente.** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

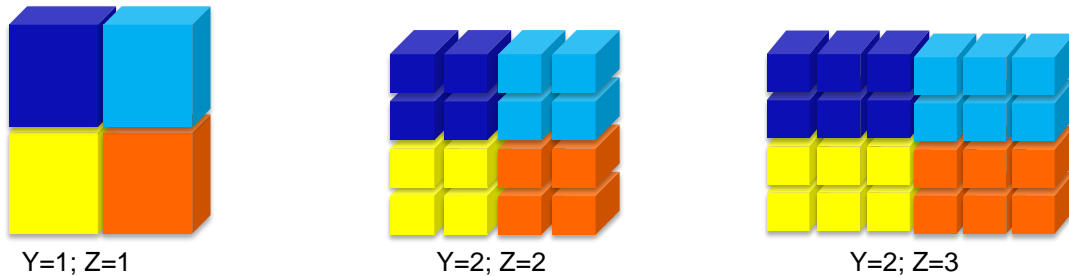
De esta forma se elige el gradiente de 50°F para el modelo con el que se está trabajando dado que se ve claramente el avance del frente representado con celdas refinadas, y aquellas celdas en sectores que tienen valores similares de temperatura se ven amalgamadas, reduciendo el tiempo de cómputo en comparación con el modelo refinado inicial.

- **Parámetro de Amalgamación**

Una vez elegido el gradiente más acorde a nuestro proceso, se decide hacer un análisis a los parámetros de amalgamación utilizados en las direcciones Y y Z en

las cuales el modelo utilizado tiene más de 1 celda. Hay que tener en cuenta que el área de nuestro modelo no es muy extensa por lo tanto se parte de una opción con valores de 1 como parámetro de amalgamación en las dos direcciones. Una segunda opción se plantea con 2 celdas para ser amalgamadas en Y y Z, y finalmente una última opción que es la recomendada para una mayor reducción del tiempo de cómputo que es la amalgamación de 3 celdas en la dirección Z y 2 en la dirección Y.

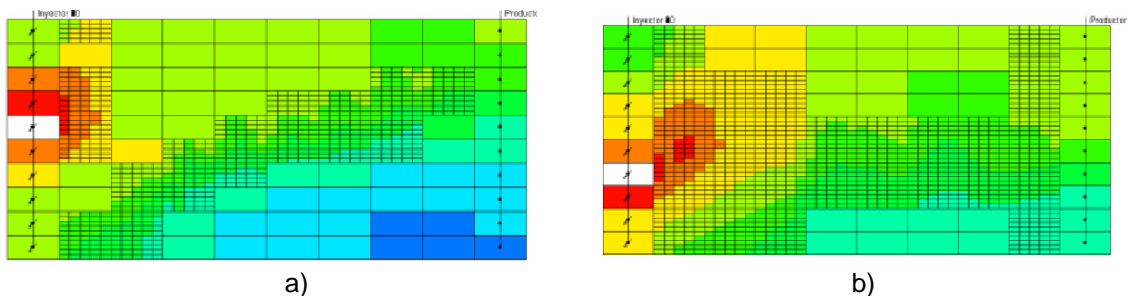
**Figura 78.** Representación Parámetros de amalgamación utilizados.

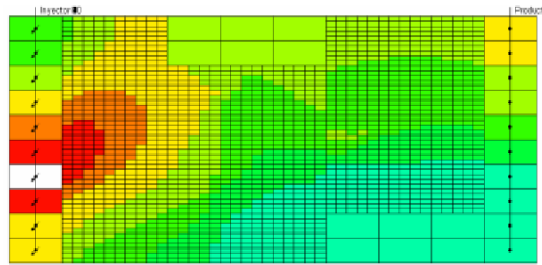


**Fuente.** Autores

En la figura 78 se puede ver claramente la representación de cada una de las opciones. El proceso en un instante de la simulación se representa en la figura 79, para cada uno de los parámetros de amalgamación elegidos.

**Figura 79.** Perfiles de Temperatura para los parámetros de amalgamación especificados a) Y=1; Z=1; b) Y=2; Z=2; c) Y=2; Z=3.





c)

**Fuente.** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

Claramente el modelo de trabajo es aún muy pequeño para tener parámetros tan grandes como 2 y 3 en cualquier dirección. Aunque no es lo que se recomienda debido a que los tiempos de cómputo no se ven tan reducidos, se eligió la primera opción con un valor de 1 como parámetro de amalgamación en cada dirección, dado que se representa acertadamente el proceso.

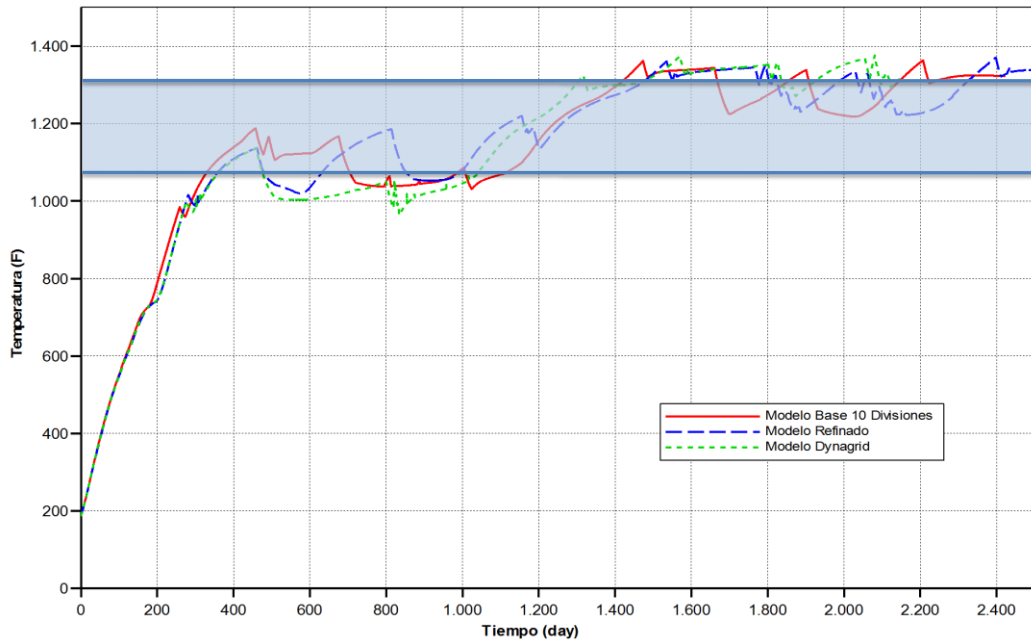
### **3.5.2 Evaluación del efecto del refinamiento en el desempeño del proceso.**

Con el fin de evaluar si tiene algún tipo de variación en el desempeño del proceso, la utilización del refinamiento global y la malla dinámica, se graficaron las variables de salida involucradas.

- **Picos de Temperatura**

En la gráfica 80 se ve el comportamiento de los picos de temperatura para el modelo base con 10 divisiones, el modelo con el refinamiento mediante la opción Split Grid Planes, y el modelo con Dynagrid con las mejores condiciones de función de adaptación y parámetro de amalgamación.

**Figura 80.** Picos de Temperatura Modelo base y con refinamientos.



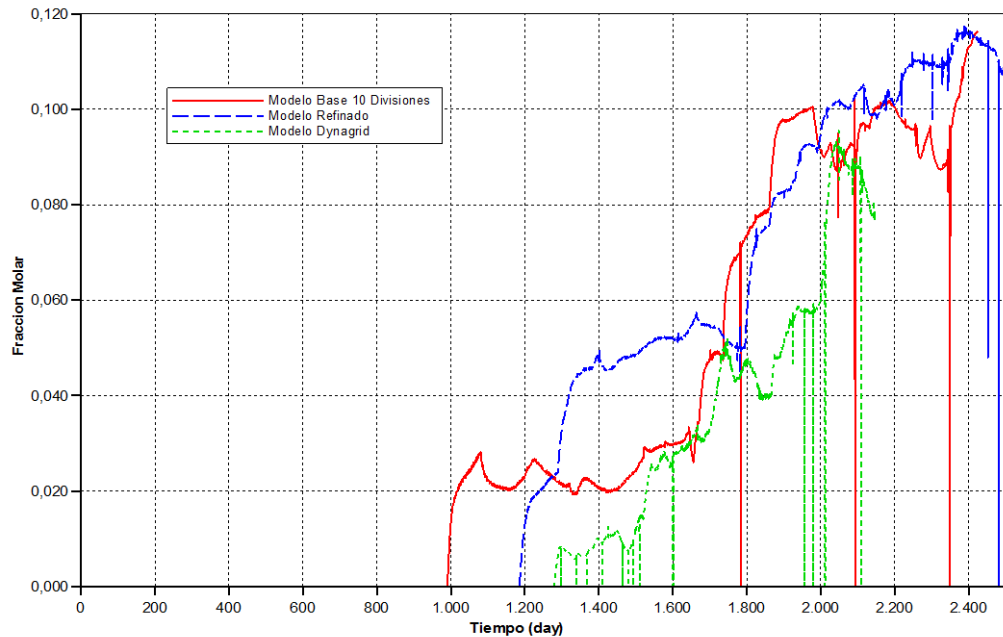
**Fuente.** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

Los 3 casos tienen comportamientos similares y los picos oscilan en el rango de ajuste planteado desde un principio. Para el caso de las temperaturas, no hay ninguna diferencia visible en el comportamiento de combustión cuando se realiza cualquier tipo de refinamiento. Aunque vale la pena aclarar que el modelo con algún tipo de refinamiento mejora la descripción del frente en cuanto a su avance a través del yacimiento.

- **Fluidos Producidos**

En cuanto al comportamiento de los fluidos producidos si hay una diferencia en el tiempo de ruptura para cada uno de los casos. En la gráfica 81 se puede ver el comportamiento del oxígeno para los 3 casos presentados, donde vemos una irrupción temprana a los 1000 días del caso base, sin embargo es un valor pequeño de unos 0.02 en fracción molar.

**Figura 81.** Fracción Molar O2 Modelo base y con refinamientos.



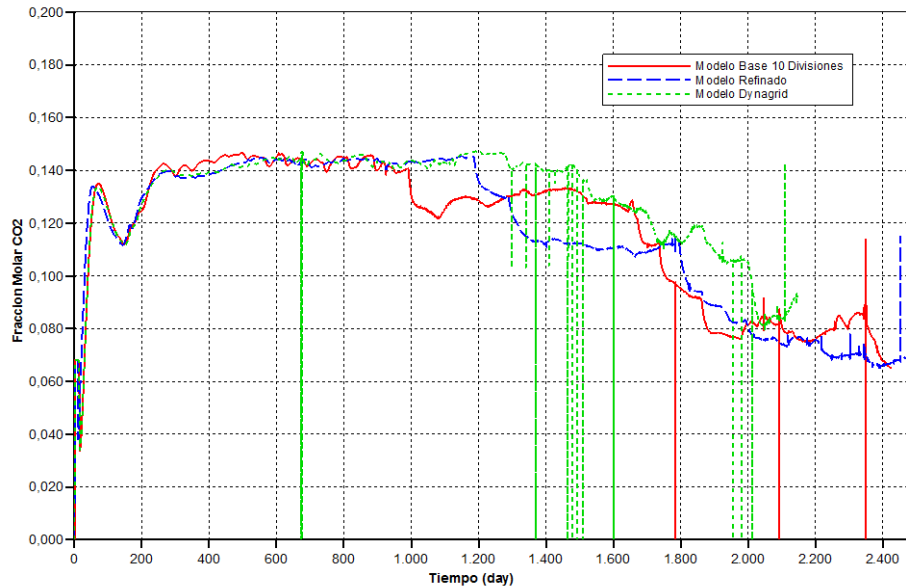
**Fuente.** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

Valor que se conserva constante hasta los 1400 días cuando inicia un crecimiento exponencial. La irrupción del modelo refinado se tarda 200 días en comparación con el modelo base, pero en contraste con éste, su crecimiento es periódico desde el principio hasta alcanzar un valor de casi 0.2 en fracción molar al final de la prueba. Finalmente, el caso donde se utilizó la malla dinámica (Modelo Dynagrid) tiene una irrupción de un menor valor (0.01) iniciando 300 días después al caso base. A partir de este momento inicia una irrupción periódica hasta un valor máximo de 0.09.

Esta gráfica se complementa con la figura 82 que representa la fracción molar de  $CO_2$  presente en cada instante de la prueba. A medida que aumenta la cantidad de oxígeno presente, la fracción molar de  $CO_2$  disminuye, sin embargo ésta se conserva constante en casi 0.15 antes del tiempo de ruptura. Para el caso de

fluidos producidos hay una mayor precisión cuando se trata de los modelos con algún tipo de refinamiento.

**Figura 82.** Fracción Molar CO2 Modelo base y con refinamientos.

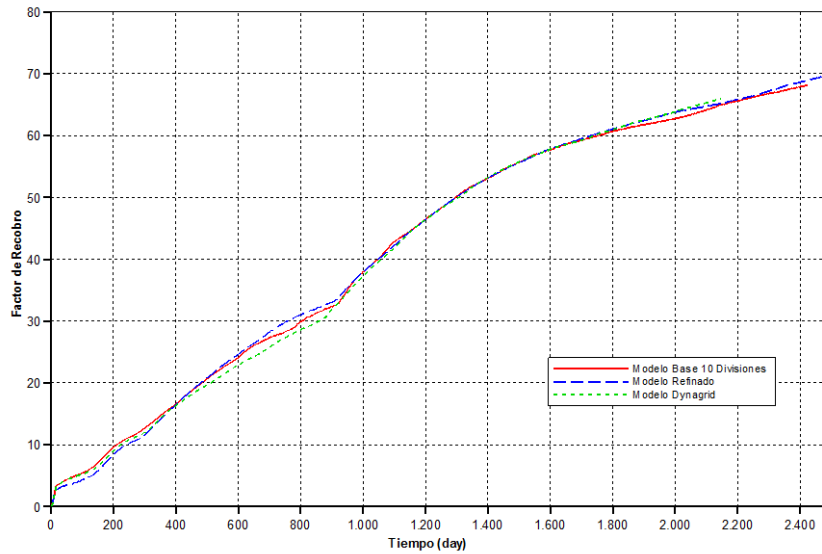


**Fuente.** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

- **Factor de Recobro**

En cuanto al factor de recobro para los 3 casos, en la grafica 83 se ve que el comportamiento es exactamente igual, lo que indica que el desempeño del proceso no se ve influenciado de ninguna forma con alguno de los tipos de refinamiento utilizados.

**Figura 83** Factor de Recobro Modelo base y con refinamientos.



**Fuente.** Tomado y Modificado de Computer Modelling Group (CMG) Steam Thermal and Advanced Processes Reservoir Simulator.

### 3.5.3 Viabilidad de la aplicación de la herramienta DYNAGRID en procesos de combustión in situ

A partir del estudio que se realizó sobre la aplicación de la herramienta de malla dinámica en el desempeño de la simulación de un proceso de combustión in situ, se puede concluir que para el caso específico tratado no presenta mejoras representativas, en cuanto a resultados. Con el estudio de las variables de salida, se ve que la representación del proceso es la misma, excepto por el tiempo de ruptura del oxígeno que puede tener una mayor precisión cuando se trata de modelos con algún tipo de refinamiento. La única ventaja que se puede resaltar, es la mejor descripción del frente de combustión a través del yacimiento en el modelo. En cuanto a los tiempos de cómputo, el refinamiento mediante Split Grid Planes tiene una muy buena respuesta en comparación con un refinamiento cartesiano, y la herramienta Dynagrid tiene una mejoría notable en comparación al refinamiento global. Sin embargo, hay que tener en cuenta que el modelo con el que se está trabajando tiene un área muy pequeña, a medida que ésta

incremente, y que el modelo tenga más celdas como el caso de 3 dimensiones, las mejorías serán más notorias. Finalmente se concluye que para modelos con pocas celdas, no es viable la aplicación de ningún tipo de refinamiento, ni global ni dinámico, dado que incrementa considerablemente los tiempos de cómputo y la respuesta del proceso es prácticamente la misma.

## CONCLUSIONES

Evaluando el efecto del tamaño de las celdas, se encontró que las altas temperaturas que se alcanzan en celdas a escala de campo, son ocasionadas por la mayor depositación y posterior consumo de coque, a causa de la gran cantidad de aceite en cada una de ellas. De esta forma, si se mantiene la misma velocidad de reacción, no es posible representar el comportamiento obtenido a escala de laboratorio, ya que no se alcanza el rango de temperaturas establecido. En este sentido, se hace necesario un ajuste cinético que permita la disminución de la ocurrencia de la reacción de craqueo.

Evaluando el dimensionamiento del enmallado, se observó que uno de los principales efectos en la simulación de un proceso de Combustión In Situ, es el overriding, el cual se puede visualizar de una mejor forma con celdas de menor tamaño. La ocurrencia de éste fenómeno representa una menor eficiencia de barrido y un menor factor de recobro, por consiguiente es importante su consideración, previa a la aplicación del proceso.

Un yacimiento estratificado con una distribución ascendente de permeabilidades horizontales en la formación, favorece un barrido más homogéneo, representado en un mayor factor de recobro. De esta manera, yacimientos con estas estructuras geológicas arrojarán mejores resultados en el proceso de combustión.

Para el modelo construido, la herramienta DYNAGRID no presenta mejoras considerables en el tiempo cómputo con respecto al modelo refinado, debido al reducido número de celdas. Así mismo, el pequeño tamaño de ellas, no genera un beneficio adicional en la distribución de temperaturas, respecto al modelo inicial, ya que de acuerdo a los resultados, no se observaron cambios significativos en las variables de salida. Sin embargo, esta herramienta permite una mejor representación visual del frente de combustión, y una reducción en los tiempos de cómputo en modelos de mayor tamaño.

## RECOMENDACIONES

Para el desarrollo del presente estudio se construyeron modelos conceptuales, los cuales no tienen en cuenta los modelo estático y geológico del yacimiento, en donde se puede evidenciar heterogeneidades y anisotropía del mismo. Por esta razón, se recomienda que para posteriores estudios se tenga en cuenta una completa información del yacimiento con el fin de tener resultados más confiables en el desempeño del proceso.

Realizar un nuevo estudio de la herramienta de malla dinámica DYNAGRID para modelos con un mayor número de celdas y determinar las funciones de adaptación óptimas para un proceso de Combustión In Situ.

A partir de la gran cantidad de información encontrada en los resultados de éste estudio, se considera necesario realizar una evaluación detallada y específica de los efectos del enmallado en modelos en tres dimensiones, para la simulación del proceso de combustión in situ.

A partir de la gran cantidad de información encontrada en los resultados de éste estudio, se considera necesario realizar una evaluación detallada y específica de los efectos del enmallado en modelos en tres dimensiones, para la simulación del proceso de combustión in situ.

Estudiar detalladamente la tasa de inyección de aire durante la construcción de modelos de simulación numérica para la aplicación del proceso de combustión, dado que las condiciones reactivas del aceite y las de yacimiento son diferentes para cada escenario.

## BIBLIOGRAFÍA

1. YATTE GARZÓN, Fabián Camilo. "Estudio Analítico Para Determinar La Influencia De La Tasa De Inyección De Aire obre Los Perfiles De Temperatura Y Los Gases De Combustión Mediante La Simulación Numérica De Una Prueba de tubo.
2. AKTIBAZIO ENERGIA. ARRHENIUS-EN EKUAZIOA. KATALISIA, Disponible en [http://www.hiru.com/es/kimika/kimika\\_01600.html](http://www.hiru.com/es/kimika/kimika_01600.html), accedido abril de 2011.
3. ÁLVAREZ C, Mejoras en el análisis cinético de las reacciones de combustión in-situ, Presentación Instituto Colombiano del Petróleo, 2010.
4. ANAYA I, LA CRUZ RJ, ÁLVAREZ AJ, GUTIÉRREZ D, SKOREYKO F.A, CARD C. Simulation study for designing an in situ combustion pilot in the Orinoco Belt of Venezuela: From Laboratory to the field scale, CSUG/SPE 137491, 2010.
5. ARBELAEZ de Moncaleano .Ruby. "El proceso de la Investigación", Universidad Industrial de Santander. Bucaramanga 2005.
6. BARZIN, MOORE, METHA, URSENBACH, TABASINEJAD. Paper SPE 129691. Abril, 2010
7. BURGER, J. SORIEAU, P. "Thermal Methods of oil Recovery". Paris, Editions Technip 1985.
8. CARCOANA, A. Results and Difficulties of the World's Largest In Situ Combustion Process: Suplacu de Barcau Field Rumania. SPE/DOE 20248, 1990.
9. COATES R, LORIMER S, IVORY J. Experimental and numerical simulation of a novel top down in situ combustion process, SPE 30295, 1995.
10. CORONADO, J. Técnicas de recobro de crudos pesados, GRM-UIS, 2007.
11. FASSIHI M.R., RAMEY H, BRIGHMAN W, Reaction kinetics of in situ combustion, SPE-AIME, August 1984.

12. FATEMI S.M, KHARRAT R, Feasibility of top-down in situ combustion in fractured carbonates system.
13. FOGLER Y GURME. Chemical Reaction Engineering.
14. GUTIÉRREZ D, Air injection for improved oil recovery course, GRM-UIS, 2010.
15. HYDROGEN RESEARCH LABORATORY, disponible en [www.unb.ca/.../hrl/images/equipment/TGA](http://www.unb.ca/.../hrl/images/equipment/TGA), consultado en abril de 2011.
16. KUMAR, V.K.; GUTIERREZ, D.; MOORE, R.G.; MEHTA, S.A. "High Pressure Air Injection and Waterflood Performance Comparison of Two Adjacent Units in Buffalo Field". El Paso Exploration & Production Company. University of Calgary.
17. LI J, Tesis Doctoral, University Of Calgary, 2006
18. LINSEIS DTA DIFFERENTIAL THERMAL ANALYSIS OVERVIEW, disponible en [www.anderenltd.com](http://www.anderenltd.com), consultado en abril de 2011.
19. MAJERRISON D.M, FASSIHI M.R, A procedure for scaling heavy oil combustion tube results to a model field, SPE/DOE 24175, 1992.
20. MAMORA, Daulat D. Kinetics Of In-Situ Combustion. Mayo 1993, p 5.
21. MOORE G, BELGRAVE J, UNSERBACH M, BENNION W, "A comprehensive Approach in situ combustion modeling. Department of chemical & petroleum engineering. University of Calgary. Calgary Alberta Canada. SPE 20250. Advance technology series. Vol 1.
22. MOORE, URSENBACH, LAURESHEN, BELGRAVE, MEHTA. Ramped Temperature Oxidation Analysis of Athabasca Oil Sands Bitumen. 1999.
23. MUSTONI J, Experiencias en la implementación de proyectos de combustión in-situ, Workshop sobre EOR. B. Aires, Noviembre 8 y 9 del 2007
24. OCHOA A, Aspectos tecnológicos de un proceso de combustión in situ, Tema de investigación, Grupo de recobro mejorado, UIS, 2010.
25. OLIVEROS L. Informe de investigación Tubos de combustión, GRM, UIS, 2010.

26. OMEARA C, Reacciones químicas asociadas a procesos de combustión in situ, Informe final de investigación, Grupo de Recobro Mejorado, UIS, 2010.
27. PARÍS, M.: Inyección de agua y gas en yacimientos petrolíferos, Ediciones Astro Data S.A., Maracaibo, Venezuela, 2001.
28. SARATHI S. Partha. "In situ combustion Handbook", BDM Petroleum Technologies. Oklahoma. January 1999.
29. SHEN, C. Limitations and potentials of in situ combustion process for heavy oil reservoirs, paper 2002-217.
30. YANNIMARAS D.V, Screening of oils for in situ combustion at reservoir conditions by accelerating rate calorimetry, SPE Reservoir Engineering, February 1995.
31. YATTE F, Seminario combustión in situ, Curso Recobro Mejorado, Universidad Industrial de Santander, 2009.
32. Experimental and Analytical Analysis of In Situ Combustion Process on B. Kozluca Heavy Oil Reservoir.
33. SHOWALTER W.E, Combustion drive Test, SPE 456-PA, 1963.
34. OLIVEROS L, Determinación de parámetros de diseño y evaluación técnica de procesos de combustión in situ a partir de pruebas de tubo de combustión, tesis de pregrado, GRM-UIS, 2011.
35. GADELLE P, BURGER J, BARDON C, MACHEDON V, CARCOANA A, PETCOVICI V, Heavy oil recovery by in situ combustion – Two field cases in Romania. SPE –AIME, November 1981.
36. URSENBACH M,G. "An overview of laboratory in situ combustion Behavior of Athabasca oil sands". University of Calgary. 1998
37. MARTIN, WL, ALEXANDER J.D. Factor Affecting Fuel availability and composition during in situ combustion. SPE 296 PA. 1962
38. SEQUERA B., MOORE S.G., MEHTA S.A., URSENBACH M.G. Numerical Simulation of In Situ Combustion Experiments Operated under Low Temperature Conditions. University of Calgary.

39.COATS K.H. Some observations on field scale simulation of the in situ combustion process, SPE 12247, 1983.