



UNIVERSIDAD NACIONAL AUTÓNOMA DE MÉXICO

FACULTAD DE INGENIERÍA

CRITERIOS DE OPTIMIZACIÓN DE LOS
PROCESOS DE INYECCIÓN DE VAPOR

T E S I S

QUE PARA OBTENER EL TÍTULO DE:

INGENIERO PETROLERO

P R E S E N T A:

MARIO GERARDO SUÁREZ DELGADO

DIRECTOR DE TESIS: ING. MANUEL JUAN VILLAMAR VIGUERAS



MÉXICO, D.F.

OCTUBRE DE 2013



Universidad Nacional
Autónoma de México



UNAM – Dirección General de Bibliotecas
Tesis Digitales
Restricciones de uso

DERECHOS RESERVADOS ©
PROHIBIDA SU REPRODUCCIÓN TOTAL O PARCIAL

Todo el material contenido en esta tesis esta protegido por la Ley Federal del Derecho de Autor (LFDA) de los Estados Unidos Mexicanos (México).

El uso de imágenes, fragmentos de videos, y demás material que sea objeto de protección de los derechos de autor, será exclusivamente para fines educativos e informativos y deberá citar la fuente donde la obtuvo mencionando el autor o autores. Cualquier uso distinto como el lucro, reproducción, edición o modificación, será perseguido y sancionado por el respectivo titular de los Derechos de Autor.



Universidad Nacional
Autónoma de México

Dirección General de Bibliotecas de la UNAM

Biblioteca Central



UNAM – Dirección General de Bibliotecas
Tesis Digitales
Restricciones de uso

DERECHOS RESERVADOS ©
PROHIBIDA SU REPRODUCCIÓN TOTAL O PARCIAL

Todo el material contenido en esta tesis esta protegido por la Ley Federal del Derecho de Autor (LFDA) de los Estados Unidos Mexicanos (México).

El uso de imágenes, fragmentos de videos, y demás material que sea objeto de protección de los derechos de autor, será exclusivamente para fines educativos e informativos y deberá citar la fuente donde la obtuvo mencionando el autor o autores. Cualquier uso distinto como el lucro, reproducción, edición o modificación, será perseguido y sancionado por el respectivo titular de los Derechos de Autor.

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

ÍNDICE

Nomenclatura	i
Resumen	1
Introducción	3
Capítulo 1. Propiedades de rocas y fluidos	
1.1 Yacimiento y sus propiedades	6
1.1 Porosidad	6
1.2 Permeabilidad	7
1.2 Propiedades térmicas de las rocas y fluidos	10
1.2.1 Viscosidad	10
1.2.2 Densidad	13
1.2.3 Calor específico	15
1.2.4 Capacidad calorífica	16
1.2.5 Conductividad térmica	17
1.2.6 Difusividad térmica de rocas saturadas	21
1.3 Gradiente geotérmico	22
1.4 Propiedades del vapor y agua	23
1.4.1 Temperatura de saturación del agua	23
1.4.2 Calor específico del agua y del vapor	24
1.4.3 Calor sensible del agua	24
1.4.4 Calor latente de vaporización	26
1.4.5 Calor total o entalpia del vapor seco y saturado	26
1.4.6 Calidad del vapor y vapor húmedo	27
1.4.7 Entalpia disponible	28
1.4.8 Volumen específico del vapor	28
1.4.9 Densidad del vapor	29
1.4.10 Vapor sobrecalentado	30
Capítulo 2. Pérdida de calor durante los procesos de inyección de fluidos calientes	
2.1 Mecanismos de transferencia de calor	31
2.1.1 Conducción	32
2.1.2 Radiación	34
2.1.3 Convección	35
2.2 Coeficiente de transferencia de calor total U	36
2.2.1 Flujo lineal	36
2.2.2 Flujo radial	39
2.3 Eficiencia térmica del generador de vapor	41
2.4 Pérdidas de calor en líneas superficiales	42
2.5 Cálculo de pérdidas de calor en líneas de superficie	42
2.5.1 Procedimiento de cálculo para pérdidas de calor	54
2.6 Calidad del vapor en el cabezal del pozo	60
2.7 Caída de presión en líneas de superficie	61
2.8 Pérdidas de calor en el pozo	63
2.8.1 Método de Willhite	63
2.8.2 Método de Ramey	76
2.8.3 Método de Satter	77

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

2.8.4	Método de Pacheco y Faraouq Alí	78
2.8.5	Método de Sugiura y Faraouq Alí	78
2.9	Calidad de vapor en el pozo	78
2.10	Caídas de presión en el pozo	79
2.11	Pérdidas de calor durante la inyección de un fluido monofásico caliente	80

Capítulo 3. Calentamiento de la formación por inyección de fluidos calientes

3.1	Mecanismos de transferencia de calor en la formación	83
3.2	Calentamiento de la formación por inyección de vapor	85
3.3	Modelo de Marx y Langenheim	86
3.3.1	Gasto de inyección de calor al tiempo t	87
3.3.2	Gasto útil de calor al tiempo t	87
3.3.3	Gasto de pérdidas de calor al tiempo t	88
3.4	Modificación de Mandl y Volek	96

Capítulo 4. Inyección de vapor

4.1	Inyección cíclica o alternada de vapor	101
4.2	Mecanismos de recuperación en la inyección cíclica de vapor	102
4.3	Cálculo de la recuperación de aceite en inyección cíclica de vapor	103
4.3.1	Modelo de Boberg y Lantz	106
4.3.2	Modelo de Boberg y Towson	113
4.4	Criterios de diseño para la selección del yacimiento en un proyecto de inyección cíclica de vapor	115
4.5	Desventajas de la estimulación con vapor	118

Capítulo 5. Criterios de selección en los procesos de inyección cíclica de vapor

5.1	Simulación numérica de inyección de vapor	121
5.1.1	Pérdidas de calor en la tubería de producción	121
5.1.2	Profundidad. Consideraciones en el diseño de tuberías de revestimiento	128
5.1.3	Simulación numérica	134
5.2	Resultados de simulación numérica obtenidos del comportamiento de Inyección-Producción	140
5.3	Análisis de resultados	167
5.3.1	Pérdidas de calor en la tubería de inyección	167
5.3.2	Consideraciones respecto a la profundidad	167
5.3.3	Producción de aceite	168
5.3.3.1	Comparación de los escenarios 1, 4 y 7	169
5.3.3.2	Comparación de los escenarios 2, 5 y 8	170
5.3.3.3	Comparación de los escenarios 3, 6 y 9	171
5.3.3.4	Comparación de los escenarios 1, 2 y 3	172
5.3.3.5	Comparación de los escenarios 4, 5 y 6	173
5.3.3.6	Comparación de los escenarios 7, 8 y 9	174
5.3.4	Producción de agua	175
5.3.4.1	Comparación de los escenarios 1, 4 y 7	176
5.3.4.2	Comparación de los escenarios 2, 5 y 8	177
5.3.4.3	Comparación de los escenarios 3, 6 y 9	178
5.3.4.4	Comparación de los escenarios 1, 2 y 3	179

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

	5.3.4.5	Comparación de los escenarios 4, 5 y 6	180
	5.3.4.6	Comparación de los escenarios 7, 8 y 9	181
5.4		Conclusiones	182
		Referencias	187
		Bibliografía	189

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

NOMENCLATURA

Símbolo	Concepto	Unidades
<i>A</i>	Constante de la ecuación de Andrade	Adimensional
<i>B</i>	Constante de la ecuación de Andrade	Adimensional
<i>C_g</i>	Calor específico del gas	$\left[\frac{BTU}{lb - ^\circ F} \right]$
<i>C_o</i>	Calor específico del aceite	$\left[\frac{BTU}{lb - ^\circ F} \right]$
<i>C_{pa}</i>	Calor específico del fluido en el espacio anular	$\left[\frac{BTU}{lb - ^\circ F} \right]$
<i>C_r</i>	Calor remanente	[BTU]
<i>C_r</i>	Calor específico de la roca	$\left[\frac{BTU}{lb - ^\circ F} \right]$
<i>C_w</i>	Calor específico del agua	$\left[\frac{BTU}{lb - ^\circ F} \right]$
<i>d</i>	diámetro	[pie]
<i>g</i>	Gradiente geotérmico	$\left[\frac{^\circ F}{pie} \right]$
<i>D</i>	Profundidad	[pie]
<i>E</i>	Módulo de elasticidad de Young	[psi]
<i>f</i>	Factor de Fricción	Adimensional
<i>f(t)</i>	Función transitoria de calor	Adimensional
<i>G</i>	Gradiente geotérmico	$\left[\frac{^\circ C}{m} \right]$
<i>g</i>	Constante de aceleración de la gravedad	$\left[\frac{pie}{seg^2} \right]$
<i>h</i>	Espesor	[pie]
<i>h_c</i>	Coefficiente de transferencia de calor por convección	$\left[\frac{BTU}{hr - pie^2 - ^\circ F} \right]$
<i>h_{cr}</i>	Coefficiente de transferencia de calor por convección y radiación	$\left[\frac{BTU}{hr - pie^2 - ^\circ F} \right]$
<i>h_r</i>	Coefficiente de transferencia de calor por radiación	$\left[\frac{BTU}{hr - pie^2 - ^\circ F} \right]$
<i>h_f</i>	Coefficiente de película "film coefficient") de transferencia de calor o coeficiente de condensación	$\left[\frac{BTU}{hr - pie - ^\circ F} \right]$
<i>H_f</i>	Gasto de calor removido por los fluidos producidos	$\left[\frac{BTU}{día} \right]$
<i>H_r</i>	Entalpia disponible	$\left[\frac{BTU}{lb} \right]$
<i>H_w</i>	Calor sensible del agua o entalpia del agua saturada	$\left[\frac{BTU}{lb} \right]$
<i>H_s</i>	Calor total o entalpia del vapor seco y saturado	$\left[\frac{BTU}{lb} \right]$
<i>H_{ws}</i>	Calor total o entalpia del vapor húmedo	$\left[\frac{BTU}{lb} \right]$
<i>k</i>	Esfuerzo axial	[psi]
<i>k</i>	Permeabilidad	[Darcy]
<i>k_{rg}</i>	Permeabilidad relativa del gas	Adimensional

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

k_{ro}	Permeabilidad relativa del aceite	Adimensional
k_{rw}	Permeabilidad relativa del agua	Adimensional
K_h	Conductividad térmica	$\left[\frac{BTU}{hr - pie - ^\circ F} \right]$
K_{ha}	Conductividad térmica del fluido en el espacio anular	$\left[\frac{BTU}{hr - pie - ^\circ F} \right]$
K_{hcem}	Conductividad térmica del cemento	$\left[\frac{BTU}{hr - pie - ^\circ F} \right]$
K_{he}	Conductividad térmica de la formación	$\left[\frac{BTU}{hr - pie - ^\circ F} \right]$
K_{hins}	Conductividad térmica del aislante	$\left[\frac{BTU}{hr - pie - ^\circ F} \right]$
L	Distancia, longitud	[pie]
L_v	Calor latente de vaporización	$\left[\frac{BTU}{lb - ^\circ F} \right]$
m	Masa	[lb]
M	Peso molecular	$\left[\frac{lb}{mol} \right]$
M	Capacidad calorífica	$\left[\frac{BTU}{^\circ F} \right]$
p	Presión	[psi]
p_s	Presión de saturación	[psi]
Q	Gasto de flujo de calor	$\left[\frac{BTU}{hr} \right]$
q_{oh}	Gasto de aceite en la zona calentada	$\left[\frac{bl}{día} \right]$
R	Constante universal de gases ideales	$10.732 \left[\frac{lb/pg^2 - pie^3}{lbm - mol - ^\circ R} \right]$
r_{ci}	Radio interno de la TR	[pie]
r_{co}	Radio externo de la TR	[pie]
r_e	Radio de drene	[pie]
r_h	Radio de la zona calentada	[pie]
r_{ins}	Radio interno del aislante	[pie]
R_e	Número de Reynolds	Adimensional
r_{ti}	Radio interno de la TP	[pie]
r_{to}	Radio externo de la TP	[pie]
S_g	Saturación del gas	Fracción
S_l	Saturación del líquido	Fracción
S_o	Saturación del aceite	Fracción
S_w	Saturación de agua	Fracción
T	Temperatura	[°F]
T_a	Temperatura ambiente	[°F]
T_{avg}	Temperatura promedio	[°F]
T_b	Punto de ebullición	[°F]
T_{co}	Temperatura de la superficie externa de la TR	[°F]
T_e	Temperatura de la formación	[°F]
T_{ins}	Temperatura del aislante	[°F]
T_r	Temperatura del yacimiento	[°F]

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

T_s	Temperatura de inyección	[°F]
T_s	Temperatura de saturación	[°F]
T_{surf}	Temperatura superficial	[°F]
U	Coeficiente de transferencia de calor total	$\left[\frac{BTU}{hr - pie^2 - °F} \right]$
U_{ti}	Coeficiente de transferencia de calor en la superficie interna de la tubería	$\left[\frac{BTU}{hr - pie^2 - °F} \right]$
U_{to}	Coeficiente de transferencia de calor en la superficie externa de la tubería	$\left[\frac{BTU}{hr - pie^2 - °F} \right]$
V_s	Volumen específico	$\left[\frac{pie^3}{lb} \right]$
V_a	Velocidad del aire (viento)	$\left[\frac{milla}{hr} \right]$
V_r	Pérdidas de calor por conducción radial	Adimensional
V_z	Pérdidas de calor a las formaciones adyacentes	Adimensional
V	Volumen	$[pie^3]$
V_p	Volumen poroso	$[pie^3]$
V_w	Volumen específico del agua saturada	$\left[\frac{pie^3}{lb} \right]$
V_{ws}	Volumen específico del vapor húmedo	$\left[\frac{pie^3}{lb} \right]$
X	Calidad del vapor	Fracción
α	Difusividad térmica	$\left[\frac{pie^2}{hr} \right]$
α	Coeficiente de expansión térmico	[°F ⁻¹]
β_a	Coeficiente de expansión térmica del fluido en el espacio anular	[°F ⁻¹]
Δp	Caída de presión	[psi]
Δt	Incremento de tiempo	[día]
λ	Conductividad térmica	$\left[\frac{BTU}{hr - pie - °F} \right]$
λ_l	Conductividad térmica para líquidos	$\left[\frac{BTU}{hr - pie - °F} \right]$
λ_o	Conductividad térmica del aceite	$\left[\frac{BTU}{hr - pie - °F} \right]$
λ_g	Conductividad térmica de los gases	$\left[\frac{BTU}{hr - pie - °F} \right]$
λ_r	Conductividad térmica de las rocas	$\left[\frac{BTU}{hr - pie - °F} \right]$
λ	Movilidad	$\left[\frac{Darcy}{cp} \right]$
ε	Emisividad	Adimensional
ε_{ci}	Emisividad térmica de la TR	Adimensional
ε_{ti}	Emisividad térmica de la TP	Adimensional
ε_{ins}	Emisividad térmica del aislante	Adimensional
δ	Pérdida de calor debida a los fluidos producidos	Adimensional

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

σ	Constante de Stefan-Boltzmann	$\left[\frac{BTU}{hr - pie^2 - ^\circ R} \right]$
μ	Viscosidad	[cp]
μ_a	Viscosidad del aire	[cp]
μ_w	Viscosidad del agua	[cp]
μ_o	Viscosidad del aceite	[cp]
μ_g	Viscosidad del gas	[cp]
μ_{oc}	Viscosidad del aceite antes de la estimulación	[cp]
μ_{oh}	Viscosidad del aceite después de la estimulación	[cp]
ρ	Densidad	$\left[\frac{lb}{pie^3} \right]$
ρ_a	Densidad del fluido en el espacio anular	$\left[\frac{lb}{pie^3} \right]$
ρ_w	Densidad del agua	$\left[\frac{lb}{pie^3} \right]$
ρ_o	Densidad del aceite	$\left[\frac{lb}{pie^3} \right]$
ρ_g	Densidad del gas	$\left[\frac{lb}{pie^3} \right]$
ρ_t	Densidad de rocas saturadas	$\left[\frac{lb}{pie^3} \right]$
ρ_{osc}	Densidad del aceite medido a condiciones estándar	$\left[\frac{lb}{pie^3} \right]$
ϕ	Porosidad	Fracción
τ	Esfuerzo por tensión	[psi]

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

RESUMEN

El objetivo de un proceso de recuperación mejorada es recuperar el aceite remanente en el yacimiento; para el caso de métodos térmicos, la recuperación del aceite es posible reduciendo la viscosidad de éste.

Respecto a los métodos térmicos; particularmente a la inyección de vapor, los cálculos que se requieren efectuar, precisan del conocimiento de las características del yacimiento y los fluidos involucrados. Para ello, en el primer capítulo se exponen los conceptos básicos y propiedades térmicas de la roca, del aceite, del agua y del vapor.

Debido a la diferencia de temperatura entre el vapor inyectado y el entorno que rodea las líneas de superficie y la tubería de inyección, parte del calor se pierde antes de llegar a la formación; por lo anterior, es importante considerar esas pérdidas con el objeto de minimizarlas. El segundo capítulo habla de las pérdidas de calor durante los procesos de inyección de fluidos calientes así como su cuantificación.

Lo deseable en un método de recuperación térmica es calentar el yacimiento eficientemente, tomando en consideración que no todo el calor transferido permanece en él, ya que existen pérdidas con los fluidos producidos y parte se pierde hacia las formaciones adyacentes no productivas.

Cuando el calor se disipa hacia las formaciones, éste puede estimarse con facilidad, mientras que la cantidad de calor que sale de yacimiento con los fluidos producidos, es generalmente difícil de predecir sin la ayuda de simuladores físicos o numéricos.

El capítulo tres presenta algunas aproximaciones básicas para el cálculo de áreas calentadas y la distribución de temperatura en el yacimiento.

La inyección de vapor consiste en el suministro de energía térmica al yacimiento mediante la inyección de vapor de agua. Existen dos tipos: 1) Inyección cíclica o alternada de vapor y 2) Inyección continua de vapor. En el cuarto capítulo se discute respecto al primero de ellos.

En 1997, J.J. Taber, F.D. Martin y Seright, propusieron un análisis de los criterios de selección técnicos relacionados con características del aceite producido y características del yacimiento. El quinto capítulo considera las características relacionadas con el yacimiento, a efecto de determinar mediante el modelado, qué parámetros impactan mayormente en la producción de aceite para hacer del yacimiento un candidato a un proceso de inyección de vapor.

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

Una primera etapa del modelado consiste en calcular las pérdidas de calor en la tubería de producción; de igual manera, se exponen consideraciones en el diseño de tuberías de revestimiento.

La segunda etapa de modelado, consiste en la generación de un modelo ejemplo, de un yacimiento de geometría irregular, con un arreglo hexagonal de pozos, que actúan como inyectores de vapor para posteriormente ser abiertos a producción, previo periodo de cierre o remojo, se convierten en productores para completar un ciclo, con el objeto de comparar la producción del campo una vez aplicado el proceso de inyección conformado por tres ciclos.

INTRODUCCIÓN

México ostenta una importante cantidad de hidrocarburos no convencionales. La producción de crudo pesado, asciende a 1,420 Mbd (año 2012). Los altos precios del petróleo, convierten fácilmente en buena inversión la extracción de estos hidrocarburos. De aquí la importancia de establecer metodologías de análisis para determinar la viabilidad de aplicación para la recuperación de aceites viscosos y extra pesados, no obstante, en algunas partes del mundo se han aplicado procesos de recuperación térmica desde hace varias décadas con éxito.

En el presente trabajo se lleva a cabo un análisis de los criterios de selección técnicos propuestos en 1997 por J.J. Taber, F.D. Martin y Seright, particularmente los relacionados con las características del yacimiento, a efecto de determinar mediante el modelado, qué parámetros impactan mayormente en la producción de aceite para hacer del yacimiento un candidato a un proceso de inyección de vapor.

La primera etapa del modelado, consiste en calcular las pérdidas de calor en la tubería de producción, mediante un modelado de soluciones analíticas de las ecuaciones de transferencia de calor así como las consideraciones en el diseño de tuberías de revestimiento.

La segunda etapa de modelado, consiste en la generación de un modelo ejemplo, de un yacimiento de geometría irregular y un espesor de arena impregnada de aceite viscoso, con un arreglo hexagonal de pozos, todos ellos verticales, que actúan como inyectores de vapor para posteriormente ser abiertos a producción, previo periodo de cierre o remojo, se convierten en productores para completar un ciclo. Por otro lado, el modelo de estudio, parte de la premisa de que todos los pozos cuentan con una producción histórica durante el último año de producción, con el objeto de comparar la producción del campo una vez aplicado el proceso de inyección conformado por tres ciclos.

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

1. PROPIEDADES DE ROCAS Y FLUIDOS

Los mecanismos primarios de recuperación de hidrocarburos que usan la energía natural del yacimiento (empuje por expansión del líquido y de la roca, expansión del gas disuelto, empuje por casquete de gas, entrada natural de agua y combinaciones de estos mecanismos); así como los métodos secundarios que aumentan la energía a través de la inyección de fluidos (por ejemplo, agua, gas y/o combinación de estos), dejan en el yacimiento del 30 al 50%, o incluso más del aceite original. Esto significa que es mayor la cantidad de aceite que permanece en el yacimiento que el que ha sido producido o será producido por métodos primarios y secundarios. De lo anterior resulta evidente que las técnicas de recuperación mejorada deben ser empleadas, y así obtener fuentes de energía, necesarias para la recuperación del aceite remanente en el yacimiento.

Los procesos de recuperación mejorada, conocidos como EOR (por sus iniciales en inglés, Enhanced Oil Recovery) incluyen todos los métodos que usan fuentes externas de energía y/o sustancias para recuperar crudo que no puede ser producido por medios convencionales.

Los métodos de EOR pueden ser clasificados de forma general (Farouq Ali, 1996) como:

- Métodos térmicos (inyección de vapor, agua caliente y combustión in-situ).
- Métodos no térmicos (inyección de químicos, miscibles, y empuje de gas de inyección).

El objetivo de un proceso de recuperación mejorada es movilizar el aceite residual o remanente en todo el yacimiento. Esto es posible a través de mejorar los mecanismos microscópicos de desplazamiento de aceite y la eficiencia de barrido. La eficiencia de desplazamiento se incrementa reduciendo la viscosidad del aceite (por ejemplo, por métodos térmicos) o bien reduciendo las fuerzas capilares o tensión interfacial (por ejemplo, por inyección de químicos). La eficiencia de barrido volumétrica es mejorada a través del decremento en la movilidad de fluido desplazante (por ejemplo, inyección de polímeros). Los procesos EOR se han usado como una continuación de la recuperación secundaria, por lo que se les ha denominado procesos de recuperación terciaria. Sin embargo, en el caso de aceites muy viscosos y lutitas petrolíferas, con muy poca o ninguna recuperación primaria ni secundaria, los métodos EOR se referirán a las técnicas de recuperación de aceite empleadas desde el comienzo de la vida productiva del yacimiento, es decir, que no se restringen a una fase particular: primaria, secundaria o terciaria. En otras palabras, el término se utiliza para eliminar la confusión entre el mantenimiento de presión, la recuperación secundaria y la recuperación terciaria.

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

En lo que respecta a los métodos térmicos; particularmente a la inyección de vapor, los cálculos que se requieren efectuar, precisan del conocimiento de las propiedades de las rocas y los fluidos involucrados. Para ello, en el presente capítulo se exponen los conceptos básicos.

1.1 YACIMIENTO Y SUS PROPIEDADES

1.1 POROSIDAD ϕ

La porosidad ϕ de un medio, es una medida de los espacios vacíos contenidos en una roca; se define como el cociente del volumen de poros del medio poroso y el volumen total de dicho medio, matemáticamente se expresa como:

$$\phi = \frac{V_p}{V_t} \quad (1.1)$$

donde

V_p = Volumen poroso

V_t = Volumen total ó volumen bruto de la roca

Es común que la porosidad se exprese además en porcentaje (V_p como porcentaje de V_t).

- **Porosidad Absoluta**

Si en el volumen de poros se toman en cuenta tanto los poros aislados como los comunicados entre sí, se denomina a ésta porosidad absoluta.

- **Porosidad Efectiva**

Es la que se tiene considerando únicamente los poros comunicados; es decir, la razón del espacio poroso intercomunicado entre el volumen total de la roca.

- **Porosidad Primaria u Original**

Es la que se presenta como resultado de procesos originales (depositación, compactación, etc.) de formación del medio poroso. Las sedimentarias o detríticas tienen este tipo de porosidad, ejemplos: areniscas y conglomerados.

- **Porosidad Secundaria o Inducida**

Es aquella que se debe a procesos posteriores que experimenta el mismo medio, como disolución del material calcáreo por corrientes subterráneas, fracturamiento, fisuras, etc. Las rocas no clásticas tienen este tipo de porosidad como las calizas y dolomitas.

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

1.2 PERMEABILIDAD k

Se denomina permeabilidad a la propiedad que tiene la roca de permitir el paso de un fluido a través de ella. La permeabilidad de la roca, k , controla el movimiento direccional y el gasto de flujo de los fluidos del yacimiento. Esta característica fue definida matemáticamente por Henry Darcy en 1856. De hecho, la ecuación que define la permeabilidad en términos de cantidades medibles se denomina Ley de Darcy, que se expresa como:

$$k = \frac{q\mu L}{A\Delta P} \quad (1.2)$$

donde

k = Permeabilidad [*darcy*]

q = Gasto de flujo de fluido $\left[\frac{cm^3}{s}\right]$

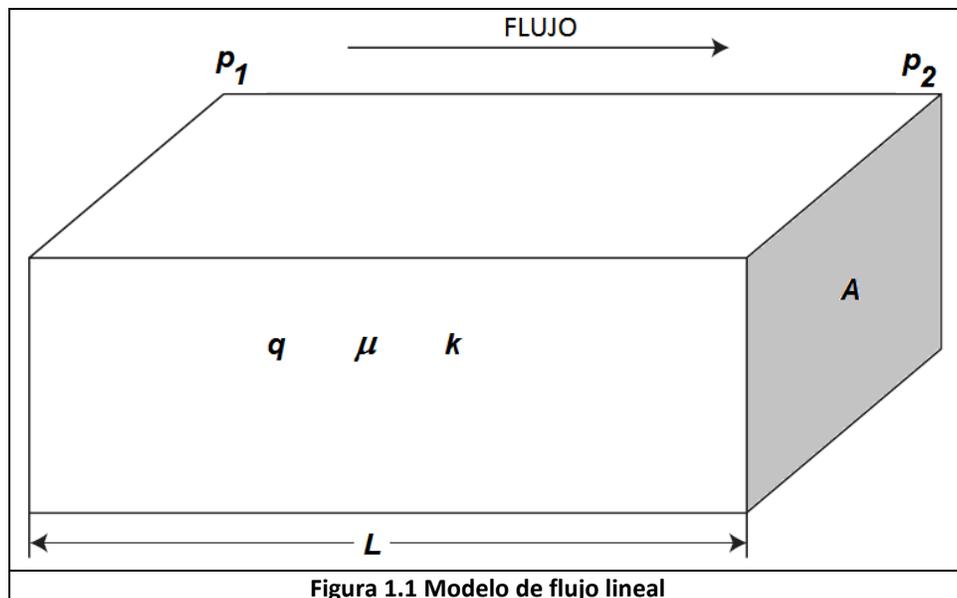
μ = Viscosidad del fluido [*cp*]

L = Longitud de la muestra [*cm*]

A = Área de la sección transversal de la muestra [cm^2]

ΔP = Presión aplicada a través de la longitud de la muestra [*atm*]

La figura 1.1 muestra esquemáticamente un sistema lineal simple en el que a través de un volumen de área transversal A es desplazado un fluido de viscosidad μ a una presión p_1 con un gasto q , el fluido se desplazará a través de una longitud L en la cual la presión tendrá un valor p_2 .



Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

- **Permeabilidad absoluta k_a**

Es aquella que considera sólo un fluido mojante presente en el medio poroso saturándolo al 100%.

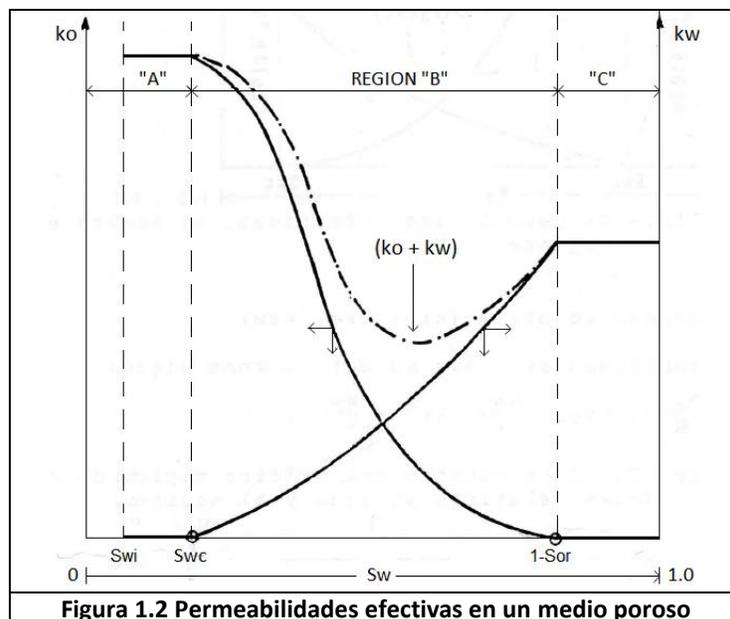
- **Permeabilidad efectiva k_o, k_g, k_w**

Se define como la permeabilidad efectiva a un fluido en particular, la permeabilidad del medio a ese fluido cuando su saturación es menor del 100%.

k_o, k_g, k_w representan, respectivamente, las permeabilidades efectivas al aceite, al gas y al agua. Estas permeabilidades son dependientes de las saturaciones de cada fluido y la suma de las permeabilidades efectivas es siempre menor que la permeabilidad absoluta.

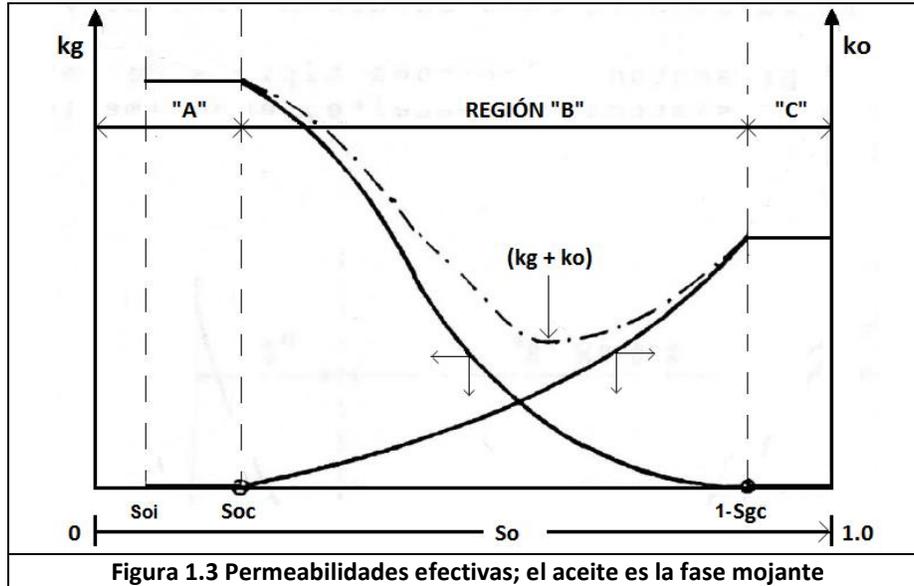
En la figura 1.2 se presentan relaciones típicas de permeabilidad efectiva para un sistema agua-aceite, en un medio poroso.

Las relaciones de permeabilidad efectiva para agua y aceite mostradas en la figura 1.2 pueden ser divididas en tres regiones. En la región A sólo el aceite puede fluir, porque se tiene que $S_w \leq S_{wc}$; en la región B pueden fluir simultáneamente el agua y el aceite, en tanto que en la región C únicamente fluirá el agua.



En la figura 1.3 se muestra una gráfica típica de relación de permeabilidades efectivas para gas y aceite. La forma de la curva en este caso indica que el aceite es la fase mojante, mientras que el gas es la fase no-mojante. También se presentan tres regiones, en forma similar al caso anterior.

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor



- **Permeabilidad relativa** k_{ro}, k_{rg}, k_{rw}

Es la relación de la permeabilidad efectiva a cualquier fluido (aceite, gas o agua) con respecto a la permeabilidad absoluta. Se expresa en fracción. Ésta permeabilidad indica la facilidad de flujo de un fluido a través de una roca, en presencia de otro u otros fluidos comparados con la facilidad de flujo que se tendría si únicamente fluyera un fluido:

$$k_{ro} = \frac{k_o}{k} \quad (1.3)$$

$$k_{rg} = \frac{k_g}{k} \quad (1.4)$$

$$k_{rw} = \frac{k_w}{k} \quad (1.5)$$

donde

k_{ro} = Permeabilidad relativa del aceite

k_{rg} = Permeabilidad relativa del gas

k_{rw} = Permeabilidad relativa del agua

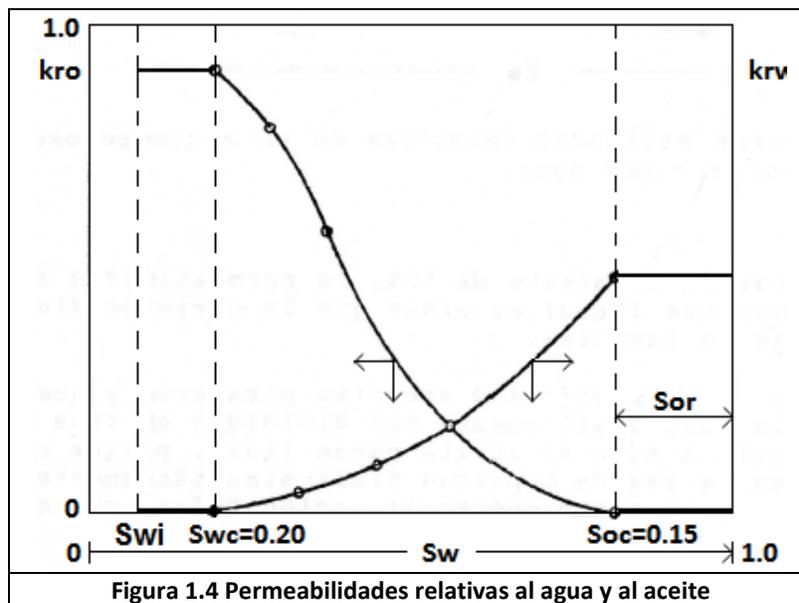
En la figura 1.4 se muestra una gráfica típica de curvas de permeabilidades relativas al agua y al aceite.

Comenzando con una saturación de agua de 100%, las curvas indican que una disminución en la saturación de agua al 85% (un aumento en la S_o de 15%) reduce fuertemente la permeabilidad relativa del agua, de 100 a 60%, en cambio a la saturación de 15% de aceite, la permeabilidad relativa al aceite es prácticamente cero. Este valor de saturación de aceite de 15%, se denomina saturación crítica ($S_{oc} = 0.15$); es decir, la saturación a la cual el aceite comienza a fluir, a medida

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

que la saturación de aceite aumenta. También se denomina saturación residual de aceite, S_{or} , al valor por debajo del cual no puede reducirse la saturación en un sistema agua-aceite. A medida que la saturación de agua disminuye, la permeabilidad relativa k_{rw} también disminuye, en tanto que la permeabilidad relativa del aceite aumenta. A una saturación de agua del 20%, la $k_{rw} = 0$ y la k_{ro} es bastante alta.

A esta saturación de agua de 20% se le conoce como saturación crítica; puede ser mayor o igual a la saturación inicial de agua, S_{wi} .



1.2 PROPIEDADES TÉRMICAS DE LAS ROCAS Y FLUIDOS

1.2.1 VISCOSIDAD μ

Es una magnitud física que mide la resistencia interna de un fluido que cambia su estado de movimiento, debido a la fricción de sus moléculas al deslizarse con respecto de otras. Es medida en centipoise $\left[\frac{gr}{cm-s}\right]$.

- **Viscosidad del aceite μ_o**

La dependencia de la viscosidad con la temperatura es exponencial, ya que al incrementarse la temperatura la viscosidad del aceite se reduce. Existen diversas ecuaciones siendo la expresión más común la ecuación de Andrade¹:

$$\mu_o = Ae^{B/T} \quad (1.6)$$

1 Referencias al final

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

donde

μ_o = Viscosidad del aceite [cp]

T = Temperatura absoluta [K] ó [°R]

A y B = Constantes del material estudiado.

Dados dos valores de viscosidad, μ_1 y μ_2 , a dos temperaturas T_1 y T_2 , las constantes A y B pueden ser determinadas, las cuales sustituidas en la ecuación 1.6 resulta en una ecuación de la viscosidad en función de la temperatura, para el aceite considerado. La ecuación obtenida permite estimar μ en función de T en el rango de temperaturas entre el punto normal de ebullición y el punto de congelamiento del aceite considerado. Si hay disponibles más de dos pares de valores de μ - T , las constantes A y B pueden ser calculadas mediante ajuste por mínimos cuadrados.

Supóngase que se tiene un aceite de 1700 [cp] a 520 [°R] y de 180 [cp] a 660 [°R]. Para estimar su viscosidad a 860 [°R] se procede de la siguiente manera:

A partir de la ecuación (1.6) se tendrían dos valores de viscosidad para cada μ - T , de tal manera que

$$1700 = Ae^{B/520} \quad (1.6.1)$$

y

$$180 = Ae^{B/660} \quad (1.6.2)$$

De la ecuación (1.6.1) obtenemos A en términos de B

$$A = \frac{1700}{e^{B/520}} \quad (1.6.3)$$

Sustituyendo la ecuación (1.6.3) en la ecuación (1.6.2) se tiene

$$180 = \frac{1700}{e^{B/520}} e^{B/660} \quad (1.6.4)$$

Efectuando operaciones se tiene que

$$e^{-7B/17160} = e^{-2.2454}$$

$$B = 5504.5031 \quad (1.6.5)$$

Sustituyendo B de la ecuación (1.6.5) en la ecuación (1.6.3), se obtiene

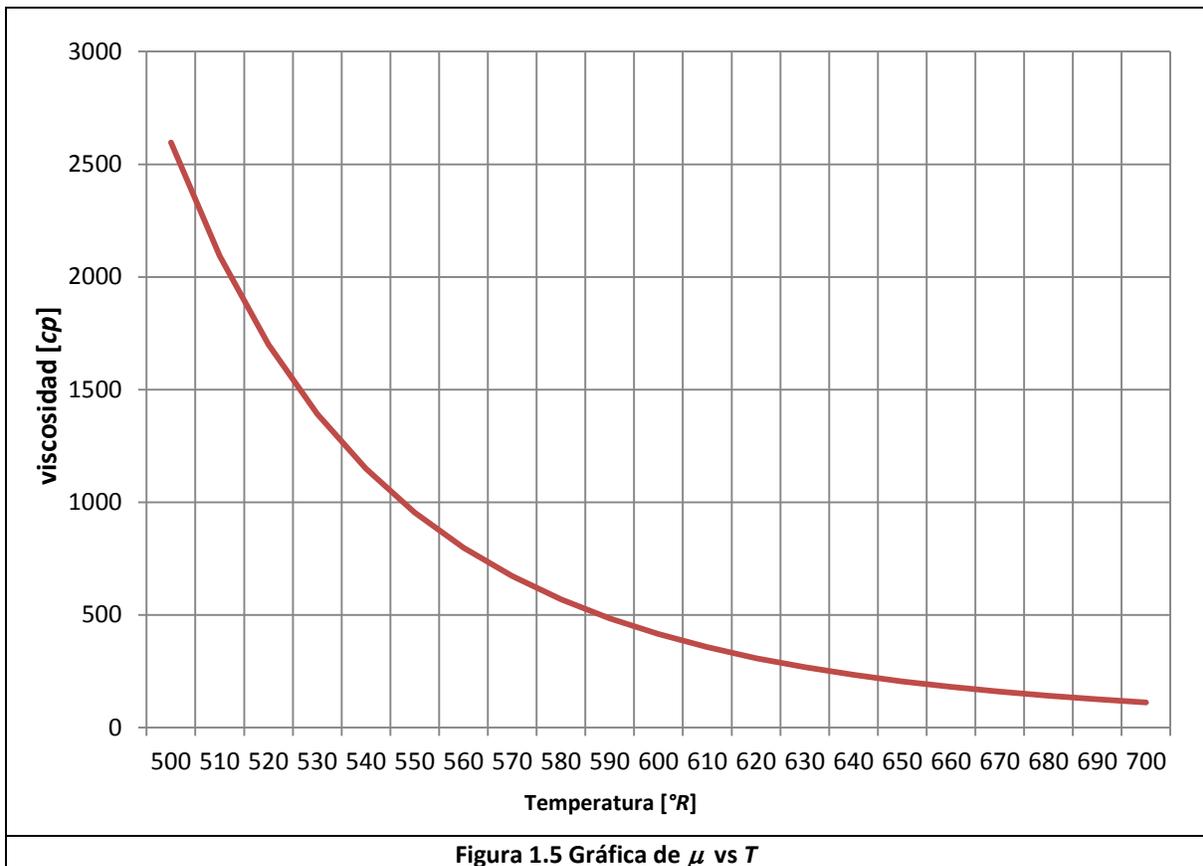
Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

$$A = 0.0430 \quad (1.6.6)$$

De donde, la viscosidad para el aceite a una temperatura de 860 [°R] es

$$\mu_{860} = 0.0430e^{5504.5031/860} = 25.8778 \text{ [cp]} \quad (1.6.7)$$

La figura 1.5 muestra una gráfica μ vs T para el ejemplo antes descrito.



- **Viscosidad del agua y del vapor** μ_w

La viscosidad del agua en función de la temperatura puede estimarse convenientemente, mediante la ecuación de Hawkins²:

$$\mu_w = \frac{2.185}{(0.04012T + 0.0000051547T^2 - 1)} \quad (1.7)$$

donde

μ_w = Viscosidad del agua [cp]

T = Temperatura [°F]

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

Para vapor seco y saturado, la viscosidad puede estimarse en función de la temperatura mediante la ecuación de Kestin y Richardson³:

$$\mu_s = 88.02 + 0.32827T + 0.0002135T^2 - \rho(1858 - 5.9T) \quad (1.8)$$

donde

μ_s = Viscosidad del vapor [cp]

T = Temperatura [°C]

ρ = Densidad del vapor $\left[\frac{gr}{cm^3}\right]$ a la temperatura T

Para vapor húmedo, la viscosidad se puede estimar mediante:

$$\mu_{ws} = x\mu_s + (1 - x)\mu_w \quad (1.9)$$

Siendo x la calidad del vapor.

1.2.2 DENSIDAD ρ

Se refiere a la cantidad de masa contenida en un determinado volumen. Esta propiedad permite medir la ligereza o pesadez de una sustancia; cuanto mayor sea la densidad del cuerpo, más pesado será. La densidad del aceite depende fundamentalmente de su composición.

- **Densidad del aceite ρ_o**

La densidad del aceite en función de la temperatura varía considerablemente de un aceite a otro y debe ser determinado experimentalmente. En ausencia de datos experimentales, Faraouq Ali⁴, propone la siguiente ecuación:

$$\rho_o = \frac{\rho_{osc}}{1 + \frac{T - 68}{1885}} \quad (1.10)$$

ó

$$\frac{\rho_o}{\rho_{osc}} = 1.034125 - 0.0565 \times 10^{-2}T + 0.2375 \times 10^{-6}T^2 \quad (1.11)$$

donde

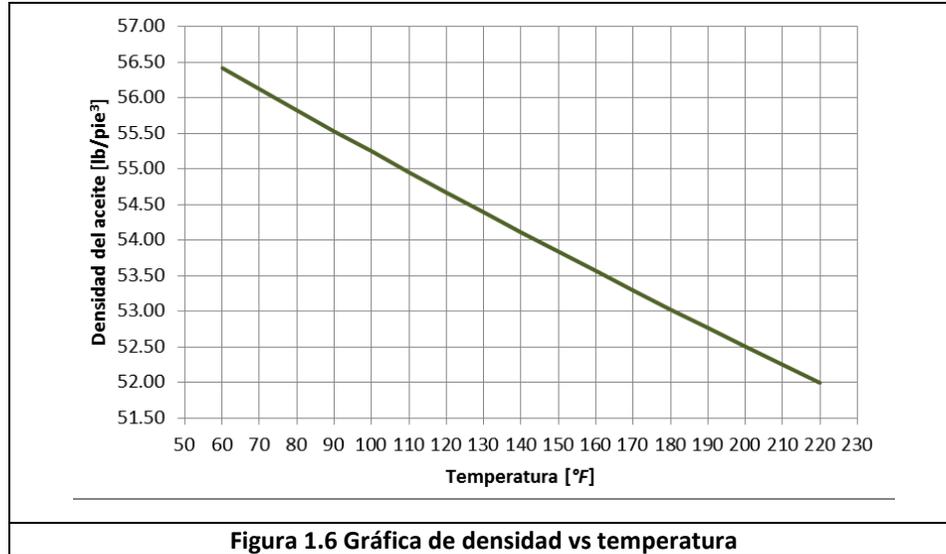
ρ_o = Densidad del aceite $\left[\frac{lb}{pie^3}\right]$

ρ_{osc} = Densidad del aceite a condiciones estándar, 60 [°F]

T = Temperatura [°F]

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

La figura 1.6 muestra el comportamiento de esta propiedad en función de la temperatura.



- **Densidad del agua ρ_w**

La densidad del agua en función de temperatura puede determinarse de la siguiente correlación, obtenida por ajuste por mínimos cuadrados de datos tabulados:

$$\rho_w = \frac{1}{(0.01602 + 0.000023G)} \quad (1.12)$$

Con

$$G = -6.6 + 0.0325T + 0.000657T^2 \quad (1.13)$$

donde

$$\rho_w = \text{Densidad del agua} \left[\frac{\text{lb}}{\text{pie}^3} \right]$$

$$T = \text{Temperatura} [^{\circ}\text{F}]$$

- **Densidad del gas ρ_g**

Tratándose de gases, de acuerdo con la Ley de Avogadro, la cantidad de moléculas no varía al aumentar o disminuir su volumen, lo que cambia es su relación masa-volumen; es decir, su densidad. Los gases comúnmente se comportan como gases ideales, por lo que su densidad puede ser calculada mediante la Ley de los gases ideales:

$$\rho_g = \frac{m}{v} = \frac{PM}{RT} \quad (1.14)$$

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

donde

$$\rho_g = \text{Densidad del gas} \left[\frac{lb}{pie^3} \right]$$

$$m = \text{Masa del gas} [lb]$$

$$V = \text{Volumen del gas} [pie^3]$$

$$P = \text{Presión} [psi]$$

$$M = \text{Peso molecular} [lb-mol]$$

$$R = \text{Constante universal de gases ideales} = 10.732 \left[\frac{lb/pg^2-pie^3}{lbm-mol-^{\circ}R} \right]$$

$$T = \text{Temperatura} [^{\circ}R]$$

- **Densidad de rocas saturadas ρ_r**

Para determinar la densidad de las rocas del yacimiento se requiere conocer su constitución; dado que la densidad es el promedio del volumen de la densidad de sus componentes que la saturan. Y se puede expresar de la siguiente manera:

$$\rho_r = \rho_{\sigma}(1 - \phi) + \phi(S_o\rho_o + S_w\rho_w + S_g\rho_g) \quad (1.15)$$

donde

$$\rho_r = \text{Densidad de la roca} \left[\frac{lb}{pie^3} \right]$$

$$\rho_{\sigma} = \text{Densidad de la roca matriz} \left[\frac{lb}{pie^3} \right]$$

1.2.3 CALOR ESPECÍFICO C

Se define como calor específico de una sustancia, a la cantidad de calor requerido para aumentar un grado de temperatura de la unidad de masa de la sustancia, específicamente de 60 a 61 [$^{\circ}F$]. En general, depende de la temperatura aunque no muy marcadamente.

Para el cálculo del calor específico se recomiendan las siguientes correlaciones:

a) Para el aceite:

$$C_o = \frac{0.388 + 0.00045 T}{d^{0.5}} \quad (1.16)$$

donde

$$C_o = \text{Calor específico del aceite} \left[\frac{BTU}{lb-^{\circ}F} \right]$$

$$d = \text{Gravedad específica, [agua = 1.0]}$$

$$T = \text{Temperatura} [^{\circ}F]$$

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

b) Para hidrocarburos gaseosos

$$C_g = 4.0 + 1.30 n + 0.012 nT \quad (n \geq 3) \quad (1.17)$$

donde

C_g = Calor específico del gas $\left[\frac{BTU}{lb-^{\circ}F} \right]$

n = Número de átomos de carbono por molécula

T = Temperatura [K]

c) Para agua saturada

$$C_w = 1.0504 - (6.05 \times 10^{-4})T + (1.79 \times 10^{-6})T^2 \quad (1.18)$$

donde

T = Temperatura [$^{\circ}F$] ($T \leq 500[^{\circ}F]$)

C_w = Calor específico del agua $\left[\frac{BTU}{lb-^{\circ}F} \right]$

d) Para rocas

$$C_r = 0.18 + 0.00006 T \quad (1.19)$$

donde

C_r = Calor específico de la roca $\left[\frac{BTU}{lb-^{\circ}F} \right]$

T = Temperatura [$^{\circ}F$]

1.2.4 CAPACIDAD CALORÍFICA M

Es la relación entre la cantidad de energía calorífica transferida a un cuerpo o sistema en un proceso y el cambio de temperatura que experimenta. Indica la mayor o menor dificultad que presenta dicho cuerpo para experimentar cambios de temperatura bajo el suministro de calor. Es una cantidad del material que depende de la cantidad de material.

La capacidad calorífica se puede determinar mediante la siguiente relación:

$$M = \frac{Q}{\Delta T} \quad (1.20)$$

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

donde

M = Capacidad calorífica $\left[\frac{cal}{^{\circ}C}\right]$

Q = Calor absorbido por el sistema [cal]

ΔT = Variación de la temperatura [$^{\circ}C$]

Si el sistema es homogéneo, se puede determinar con la siguiente fórmula:

$$M = C * m \quad (1.21)$$

donde

M = Capacidad calorífica $\left[\frac{BTU}{^{\circ}F}\right]$

C = Calor específico $\left[\frac{BTU}{lb-^{\circ}F}\right]$

m = Masa de la sustancia [lb]

- **Capacidad calorífica de rocas saturadas M**

La capacidad calorífica de las rocas saturadas con uno o varios fluidos, dependerá de cuánto calor se debe suministrar para elevar la temperatura de la roca y los fluidos que ella contiene.

La capacidad calorífica de una roca saturada con aceite, agua y gas, está dada por la siguiente ecuación:

$$M = \phi(\rho_w S_w C_w + \rho_o S_o C_o + \rho_g S_g C_g) + (1 - \phi)\rho_r C_r \quad (1.22)$$

donde

M = Capacidad calorífica de la roca saturada $\left[\frac{BTU}{pie^3-^{\circ}F}\right]$

S = Saturación del fluido [fracción]

ϕ = Porosidad [fracción]

C = Calor específico $\left[\frac{BTU}{lb-^{\circ}F}\right]$

ρ = Densidad $\left[\frac{lb}{pie^3}\right]$

w, o, g, r = Subíndices referentes al agua, petróleo, gas y roca, respectivamente.

1.2.5 CONDUCTIVIDAD TÉRMICA λ

Se refiere a la capacidad con la cual una sustancia permite el flujo de calor a través de ella. También se puede definir como la capacidad de una sustancia para transferir energía cinética de sus moléculas adyacentes o a sustancias con las que se encuentra en contacto.

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

- **Conductividad térmica para líquidos** λ_L

Para líquidos, el valor de conductividad térmica varía entre 0.05 y 0.2 [BTU/hr-pie-°F] y normalmente su valor disminuye con el aumento de temperatura. Para estimar la conductividad térmica del líquido, se puede utilizar una de las siguientes ecuaciones:

$$\lambda_L = 0.5778 \left(0.0904 + 0.109 \left(1.0 - \frac{T}{T_b} \right) \right) \quad (1.23)$$

$$\lambda_L = 41.2 C \left(\frac{d^{1.33}}{M^{1.33}} \right) \left(\frac{T_b}{L_v} \right) \quad (1.24)$$

donde

λ_L = Conductividad térmica para líquidos $\left[\frac{BTU}{hr-pie-^{\circ}F} \right]$

C = Calor específico $\left[\frac{BTU}{lb-^{\circ}F} \right]$

M = Peso molecular $\left[\frac{lb}{mol} \right]$

d = Gravedad específica

T = Temperatura [°K]

T_b = Punto de ebullición normal [°K]

L_v = Calor latente de vaporización a T_b

Para fracciones de aceite; en general, es posible utilizar la siguiente ecuación:

$$\lambda_o = \frac{0.0677(1.0 - 0.0003(T - 32))}{d} \quad (1.25)$$

donde

λ_o = Conductividad térmica del aceite $\left[\frac{BTU}{hr-pie-^{\circ}F} \right]$

d = Gravedad específica

T = Temperatura [°F]

- **Conductividad térmica de los gases** λ_g

Para gases, la conductividad térmica varía entre 0.002 y 0.025 [BTU/hr-pie-°F]. En general, la conductividad térmica de gases, aumenta con el aumento de temperatura y se puede estimar mediante:

$$\lambda_g = \mu_g(C_g + 2.48/M) \quad (1.26)$$

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

donde

$$\begin{aligned} \lambda_g &= \text{Conductividad térmica del gas} \left[\frac{BTU}{hr-pie-^{\circ}F} \right] \\ \mu_g &= \text{Viscosidad del gas} \left[\frac{lb}{pie-hr} \right], \quad (1 \text{ [c\textit{p}}]=2.4191 \left[\frac{lb}{pie-hr} \right]) \\ C_g &= \text{Calor específico del gas} \left[\frac{BTU}{lb-^{\circ}F} \right] \\ M &= \text{Peso molecular} \left[\frac{lb}{mol} \right] \end{aligned}$$

Para vapor a altas temperaturas, se emplea la siguiente ecuación:

$$\lambda_s = 0.5778 \times 10^{-4} (176 + 0.587 T + 1.04 \times 10^{-3} T^2 - 4.51 \times 10^{-7} T^3) \quad (1.27)$$

donde:

$$\begin{aligned} T &= \text{Temperatura [}^{\circ}\text{C]} \\ \lambda_s &= \text{Conductividad térmica del vapor} \left[\frac{BTU}{hr-pie-^{\circ}F} \right] \end{aligned}$$

- **Conductividad térmica de rocas λ_r**

La conductividad térmica de un medio poroso depende de una gran cantidad de factores, algunos de los cuales son: densidad, temperatura, saturación de fluidos, tipos de fluidos y movimiento de los fluidos en la roca. Se ha observado que disminuye con la temperatura, mientras que aumenta con la saturación del agua, densidad de la roca, presión y conductividad térmica del fluido saturante.

Entre las ecuaciones existentes para estimar la conductividad térmica de las rocas, se tienen las siguientes:

a) Ecuación de Tikhomirov⁵ para considerar el efecto de temperatura:

$$\lambda_r = 0.047 \lambda_{20^{\circ}C}^{4.98} T^{(0.17 \ln T - 1.61 \ln \lambda_{20^{\circ}C} + 0.12)} \quad (1.28)$$

donde

$$\begin{aligned} \lambda_r &= \text{Conductividad térmica de la roca a la temperatura } T \left[\frac{\text{milcalorías}}{s-cm-K} \right], \quad (\text{multiplicar por} \\ &\quad 0.24175 \text{ para convertir a} \left[\frac{BTU}{hr-pie-^{\circ}F} \right]) \\ T &= \text{Temperatura [K]} \\ \lambda_{20^{\circ}C} &= \text{Conductividad térmica de la roca a } 20[^{\circ}\text{C}] \end{aligned}$$

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

- b) Ecuación de Tikhomirov⁵ para considerar el efecto de la densidad de la roca:

$$\lambda_{20^{\circ}C} = e^{\left(\frac{\rho_r - 1.60}{1.53}\right)} \quad (1.29)$$

donde

$$\rho_r = \text{Densidad de la roca} \left[\frac{gr}{cm^3} \right]$$

- c) Ecuación de Assad⁶, para considerar el efecto de saturación de fluido y tipo de fluido saturante:

$$\lambda_r = \lambda_1 \left(\frac{\lambda_2}{\lambda_1} \right)^m \quad (1.30)$$

donde

$$\lambda_r = \text{Conductividad térmica de la roca saturada de fluido} \left[\frac{BTU}{hr-pie-^{\circ}F} \right]$$

$$\lambda_1 = \text{Conductividad térmica de la roca seca} \left[\frac{BTU}{hr-pie-^{\circ}F} \right]$$

$$\lambda_2 = \text{Conductividad térmica del fluido saturante} \left[\frac{BTU}{hr-pie-^{\circ}F} \right]$$

$$m = C \phi$$

C = Factor de correlación

ϕ = Porosidad [fracción]

- d) Ecuación de Tikhomirov⁵ para considerar el efecto combinado de la densidad, saturación de fluidos y temperatura:

$$\lambda_r = \frac{26.31 e^{0.6(\rho_r + S_w)}}{T^{0.55}} \quad (1.31)$$

donde

$$\lambda_r = \text{Conductividad térmica de la roca parcialmente saturada de agua a la temperatura } T \left[\frac{milcalorías}{s-cm-K} \right], \text{ (multiplicar por 0.24175 para convertir a } \left[\frac{BTU}{hr-pie-^{\circ}F} \right])$$

T = Temperatura [K]

$$\rho_r = \text{Densidad de la roca} \left[\frac{gr}{cm^3} \right]$$

S_w = Saturación de agua [fracción]

- e) Ecuación de Tikhomirov⁵ para considerar el efecto combinado de porosidad de la roca, saturación de líquido y temperatura:

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

$$\lambda_r = \frac{6.36 e^{0.6[2.65(1-\phi)+S_l]}}{(0.566 T + 255.3)^{0.55}} \quad (1.32)$$

donde

λ_r = Conductividad térmica de la roca $\left[\frac{BTU}{hr-pie-^{\circ}F} \right]$

S_l = Saturación total de líquido [fracción]

T = Temperatura [K]

ϕ = Porosidad [fracción]

1.2.6 DIFUSIVIDAD TÉRMICA DE ROCAS SATURADAS α

En la mayoría de las ecuaciones de transferencia de calor se utiliza más comúnmente el término de difusividad térmica. Así, es conveniente definir difusividad térmica y utilizarla donde sea posible. La difusividad térmica se designa por el símbolo α y se define como:

$$\alpha = \frac{\lambda_r}{M} = \frac{\text{Conductividad térmica} \left[\frac{pie^2}{hr} \right]}{\text{Capacidad calorífica} \left[\frac{BTU}{pie^3-^{\circ}F} \right]} \quad (1.33)$$

donde

α = Difusividad térmica de la roca $\left[\frac{pie^2}{hr} \right]$

λ_r = Conductividad térmica de la roca $\left[\frac{BTU}{hr-pie-^{\circ}F} \right]$

M = Capacidad calorífica de la roca saturada $\left[\frac{BTU}{pie^3-^{\circ}F} \right]$

La difusividad, α , está afectada por los mismos factores que afectan λ y M . En general, α disminuye cuando T aumenta y M aumenta cuando T aumenta pero en mayor proporción.

En la tabla 1.1 se muestran valores típicos de conductividad térmica y otras propiedades de las rocas.

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

<i>Roca</i>	<i>Densidad</i> $\left[\frac{lb}{pie^3}\right]$	<i>Color Específico</i> $\left[\frac{BTU}{lb - ^\circ F}\right]$	<i>Conductividad térmica</i> $\left[\frac{BTU}{hr - pie - ^\circ F}\right]$	<i>Difusividad térmica</i> $\left[\frac{pie^2}{hr}\right]$
Rocas secas				
Arenisca	130	0.183	0.507	0.0213
Arena cienosa	119	0.202	(0.400)	(0.0167)
Limolita	120	0.204	0.396	0.0162
Lutita	145	0.192	0.603	0.0216
Caliza	137	0.202	0.983	0.0355
Arena (Fina)	102	0.183	0.362	0.0194
Arena (Gruesa)	109	0.183	0.322	0.0161
Rocas saturadas de agua				
Arenisca	142	0.252	1.592	0.0445
Arenisca cienosa	132	0.288	(1.500)	(0.0394)
Limolita	132	0.276	(1.500)	(0.0414)
Lutita	149	0.213	0.975	0.0307
Caliza	149	0.266	2.050	0.0517
Arena (Fina)	126	0.339	1.590	0.0372
Arena (Gruesa)	130	0.315	1.775	0.0433
(los valores entre paréntesis son estimados)				
Tabla 1.1 Propiedades de rocas				

1.3 GRADIENTE GEOTÉRMICO G

Es la variación de la temperatura que se presenta en las formaciones debido al cambio de profundidad. Es expresado en grados Celsius por metro $\left[\frac{^\circ C}{m}\right]$. El gradiente geotérmico en la corteza terrestre es como promedio $1[^\circ C]/30[m]$, en un arco magmático es mayor y puede alcanzar de 90 a $100 \left[\frac{^\circ C}{km}\right]$.

El gradiente geotérmico no es un valor constante puesto que depende de las características físicas que presente el material de cada punto de la litología geológica, por lo que es necesario conocer las condiciones geológicas locales como son: la relación de presión con temperatura, la existencia de acuíferos que puedan transportar el calor en sentido vertical, la composición química, las reacciones que se producen, la existencia de material radiactivo, la conductividad térmica de la formación, la presencia de movimientos convectivos o de fricción, etc.

El gradiente geotérmico puede ser obtenido dentro del pozo, éste es directamente proporcional a la temperatura, teniéndose que:

$$G = \frac{dT}{dz} \quad (1.34)$$

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

También puede conocerse el valor del gradiente geotérmico mediante la siguiente ecuación, siempre que se conozca el flujo de calor; además, sólo es válida en medios impermeables, donde la transferencia de calor a la superficie se efectúa por conducción:

$$G = \frac{Q}{\lambda} \quad (1.35)$$

donde

Q = Flujo de calor $\left[\frac{mcal}{cm^2}\right]$ ó $\left[\frac{mW}{m^2}\right]$

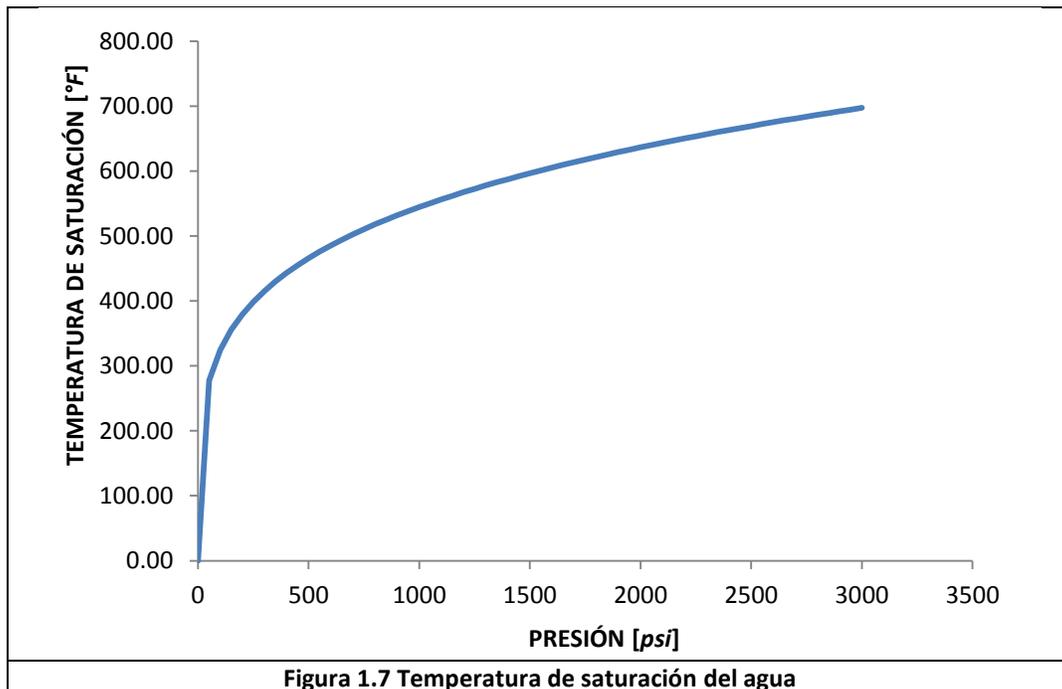
λ = Conductividad térmica de la roca $\left[\frac{mcal}{cm-seg-^{\circ}C}\right]$ ó $\left[\frac{W}{cm-^{\circ}C}\right]$

G = Gradiente geotérmico $\left[\frac{^{\circ}C}{m}\right]$

1.4 PROPIEDADES DEL VAPOR Y AGUA

1.4.1 TEMPERATURA DE SATURACIÓN DEL AGUA T_s

Es la temperatura a la cual se produce la ebullición (vaporización) del agua a una determinada presión. También se le denomina punto de ebullición y aumenta al aumentar la presión, tal como lo muestra la Figura 1.7.



Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

Al igual que otras propiedades térmicas del agua, la temperatura de saturación puede obtenerse de tablas de uso común. Sin embargo, en muchas ocasiones es más práctico el uso de ecuaciones sencillas para su estimación. Faraouq Ali⁴ derivó la siguiente ecuación:

$$T_s = 115.1P_s^{0.225} \quad (1.36)$$

donde

T_s = Temperatura de saturación [$^{\circ}F$]

P_s = Presión de saturación [psi]

La correlación de Sanford y Moss (1903), es válida entre 0.1 MPa < P_s < 6 MPa, se expresa como:

$$T_s = \frac{326.57}{\sqrt{9.8809 - \log P_s - 2.42223}} - 273.15 \quad (1.37)$$

donde

T_s = Temperatura de saturación [$^{\circ}C$]

P_s = Presión de saturación [MPa]

1.4.2 CALOR ESPECÍFICO DEL AGUA Y DEL VAPOR C_w

Se define por calor específico a la capacidad que tiene una sustancia para absorber calor y se mide como el número de BTU necesarios para aumentar la temperatura de una libra de sustancia en 1 [$^{\circ}F$]. Es evidente que entre mayor sea el calor específico de una sustancia, mayor será la cantidad de calor que debe absorber para que se produzca un determinado aumento de temperatura y por lo tanto mayor será la cantidad de calor liberado al enfriarse. En general, el calor específico de una sustancia no es constante, al contrario depende de la temperatura a la cual se mide.

Excepto por el amoníaco líquido, el agua es el líquido con mayor calor específico ($1 \left[\frac{BTU}{lb-^{\circ}F} \right]$ a $14.7 \left[\frac{lb}{pg^2} \right]$ y $60[^{\circ}F]$). Así, el agua es capaz de contener y transportar más calor que cualquier otro líquido a la misma temperatura. Para el vapor, el calor específico es mucho menor, del orden de $0.56 \left[\frac{BTU}{lb-^{\circ}F} \right]$, y al igual que el del agua, varía muy poco con la temperatura, por lo que para propósitos prácticos puede considerarse constante.

1.4.3 CALOR SENSIBLE DEL AGUA H_w

Es el calor necesario para aumentar la temperatura del líquido hasta alcanzar la temperatura de saturación correspondiente a una presión dada. Cuando un líquido se lleva a condiciones de

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

saturación, se encuentra en su máxima capacidad energética en esa fase. Esta forma de energía aumenta con la presión; es decir, a mayor presión del sistema, la energía de un líquido saturado es mayor.

Considerando la entalpia (contenido de calor) del agua igual a cero a 32 [°F] (0 [°C]) y suponiendo que el calor específico del agua no varía con la temperatura, el calor sensible puede calcularse mediante la expresión:

$$H_w = C_w(T_s - 32) \quad (1.38)$$

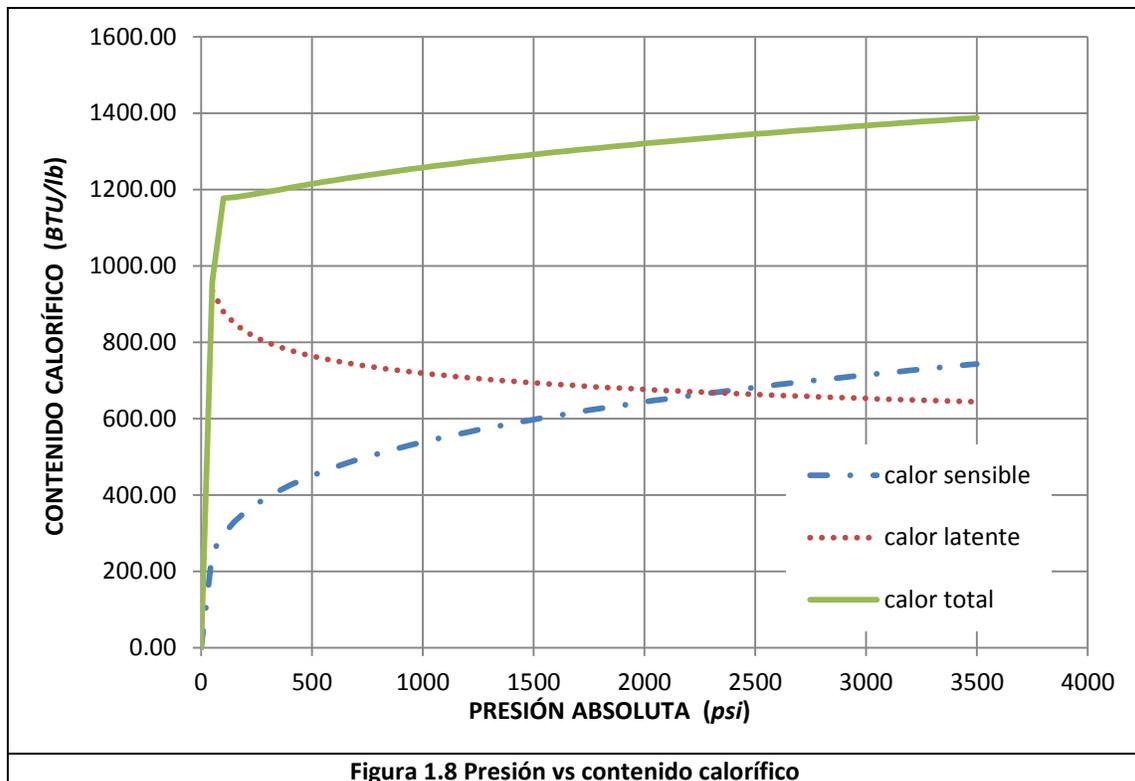
donde

H_w = Entalpia del agua saturada o calor sensible $\left[\frac{BTU}{lb}\right]$

T_s = Temperatura de saturación [°F]

C_w = Calor específico del agua $1.0 \left[\frac{BTU}{lb-°F}\right]$

Puesto que la temperatura de saturación es función de la presión, es evidente que el calor sensible también lo será. La Figura 1.8 muestra esta variación:



Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

El valor del calor sensible se puede estimar mediante la ecuación:

$$H_w = 91.0p^{0.2574} \quad (1.39)$$

donde

$$H_w = \text{Entalpia del agua saturada o calor sensible} \left[\frac{BTU}{lb} \right]$$

$$p = \text{Presión [psi]}$$

El error al usar esta ecuación se estima inferior al 0.3% en el rango de presiones entre 15 a 1,000 [psi].

1.4.4 CALOR LATENTE DE VAPORIZACIÓN L_v

Es la cantidad de calor que debe suministrarse a una libra de un líquido a la temperatura de saturación para pasar al estado de vapor. Es el calor que lleva el vapor, y esta forma de energía disminuye con la presión; es decir, a mayor presión del sistema la energía del vapor saturado es menor. La Figura 1.8 muestra la variación del calor latente de vaporización del agua en función de la presión.

El calor latente de vaporización del agua puede determinarse mediante la siguiente ecuación:

$$L_v = 1318P_s^{-0.08774} \quad (1.40)$$

donde

$$L_v = \text{Calor latente de vaporización} \left[\frac{BTU}{lb-^{\circ}F} \right]$$

$$p_s = \text{Presión de saturación [psi]}$$

El error al usar esta ecuación se estima inferior al 1.9% en el rango de 15 a 1,000 [psi].

1.4.5 CALOR TOTAL O ENTALPIA DEL VAPOR SECO Y SATURADO H_s

Es la suma del calor sensible del agua saturada y del calor latente de vaporización del agua; es decir, es la cantidad de calor contenido en una libra de vapor seco a la temperatura de saturación (constituye la entalpia del vapor seco y saturado). Dado que la entalpia del vapor seco y saturado depende del calor sensible y del calor latente de vaporización, entonces el calor total también depende de la presión tal como se muestra en la figura 1.8 y está dada por la ecuación siguiente:

$$H_s = H_w + L_v \quad (1.41)$$

donde

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

$$H_s = \text{Entalpia del vapor seco y saturado} \left[\frac{BTU}{lb} \right]$$

La entalpia del vapor seco y saturado puede estimarse mediante la ecuación:

$$H_s = 1119p_s^{0.01267} \quad (1.42)$$

El error al usar esta ecuación se estima inferior al 0.3% en el rango de 15 a 1,000 [psi].

1.4.6 CALIDAD DEL VAPOR Y VAPOR HÚMEDO H_{ws}

A la temperatura de saturación, el agua puede coexistir en estado líquido y en estado de vapor, dependiendo de su contenido de calor; es decir, de su entalpia. La mezcla de vapor y agua coexistentes a la temperatura de saturación, se denomina Vapor Húmedo y se caracteriza por el contenido de vapor en la mezcla, expresado como fracción del peso total; es decir, por su calidad. Así, el vapor seco y saturado tiene una calidad de 100% puesto que no existe agua en estado líquido; mientras que el agua saturada puede considerarse como vapor húmedo con calidad igual a 0%. Al vapor con calidades entre estos dos extremos se les denomina simplemente, vapor húmedo.

La entalpia o contenido de calor del vapor húmedo depende fuertemente de la calidad, especialmente a baja presiones, donde la entalpia del agua saturada es baja. Dado que la entalpia del agua saturada es baja y la entalpia del vapor húmedo es intermedia entre la del agua saturada y la del vapor seco y saturado, se tiene la ecuación:

$$H_{ws} = H_w + XL_v \quad (1.43)$$

donde:

$$H_{ws} = \text{Calor total o entalpia del vapor húmedo} \left[\frac{BTU}{lb} \right]$$

$$H_w = \text{Calor sensible del agua o entalpia del agua saturada} \left[\frac{BTU}{lb} \right]$$

$$L_v = \text{Calor del vapor o calor latente de vaporización} \left[\frac{BTU}{lb} \right]$$

$$X = \text{Calidad del vapor [fracción]}$$

Con la reducción de la calidad, la contribución del calor latente al contenido de calor del vapor húmedo se reduce.

Normalmente, el vapor que se utiliza en los procesos de inyección de vapor es húmedo, ya que puede transportar más calor que el agua caliente y además es capaz de mantener en solución las

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

impurezas sólidas que de otra manera se depositarían en las calderas o en cualquier otro equipo del sistema de generación de vapor, reduciendo así su eficiencia y vida útil.

Una calidad de vapor entre 80 y 90%, es el valor promedio que normalmente se utiliza en inyección de vapor. Sin embargo, tales cifras pueden variar de acuerdo a las propiedades del agua usada y al tratamiento al cual ha sido sometida.

1.4.7 ENTALPIA DISPONIBLE H_r

Si el vapor a una presión p_s (temperatura T_s) es inyectado a un yacimiento de temperatura T_r , entonces la entalpia disponible para calentar el yacimiento viene dada por:

$$H_r = H_s - C_w(T_r - 32) \quad (1.44)$$

donde

H_r = Entalpia disponible $\left[\frac{BTU}{lb}\right]$

H_s = Entalpia del vapor seco y saturado $\left[\frac{BTU}{lb}\right]$

C_w = Calor específico promedio del agua, en el rango de temperatura considerado $\left[\frac{BTU}{lb-F}\right]$

T_r = Temperatura del yacimiento $[^{\circ}F]$

1.4.8 VOLUMEN ESPECÍFICO DEL VAPOR HÚMEDO V_{ws}

Se refiere al volumen ocupado por unidad de masa de una sustancia a determinadas condiciones de presión y temperatura. El volumen específico del vapor húmedo se calcula mediante la ecuación:

$$V_{ws} = V_s X + (1 - X)V_w = X(V_s - V_w) + V_w \quad (1.45)$$

donde

V_{ws} = Volumen específico del vapor húmedo $\left[\frac{pie^3}{lb}\right]$

V_s = Volumen específico del vapor seco y saturado $\left[\frac{pie^3}{lb}\right]$

V_w = Volumen específico del agua saturada $\left[\frac{pie^3}{lb}\right]$

X = Calidad del vapor [fracción]

A bajas presiones, el volumen específico del agua saturada es despreciable en comparación con el volumen del vapor seco y saturado, por lo cual la ecuación anterior se aproxima a:

$$V_{ws} = XV_s \quad (1.46)$$

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

Farouq Ali determinó expresiones que permiten hallar el volumen específico del vapor seco y saturado y del agua saturada para presiones comprendidas entre 15 y 1,000 [psi], con un error máximo del 1.2%. Estas ecuaciones son:

$$V_s = 363.9p_s^{-0.9588} \quad (1.47)$$

$$V_w = 0.01602 + 0.000023(-6.6 + 3.74074p_s^{0.225} + 8.70394257p_s^{0.45}) \quad (1.48)$$

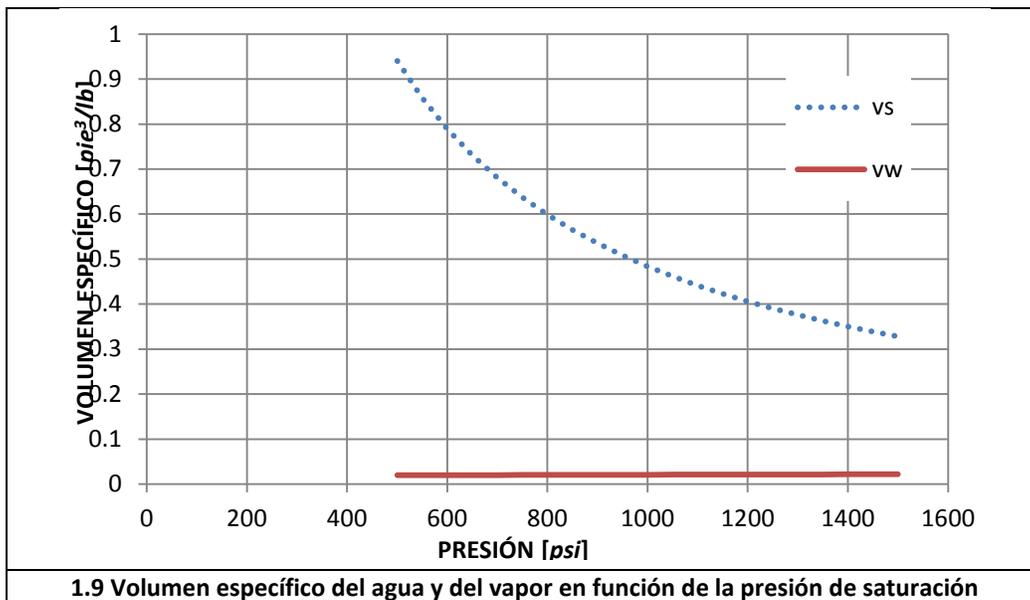
donde

V_s = Volumen específico del vapor seco y saturado $\left[\frac{pie^3}{lb}\right]$

V_w = Volumen específico del agua $\left[\frac{pie^3}{lb}\right]$

p_s = presión de saturación [psi]

En la Figura 1.9 se muestran los volúmenes específicos de vapor y del agua, contra la presión, en el rango de 500 a 1,500 [psi].



1.4.9 DENSIDAD DEL VAPOR SECO Y SATURADO ρ_s

La densidad del vapor seco y saturado puede ser determinada de tablas de vapor usando valores del volumen específico del vapor seco y saturado (considerando que la densidad en $\left[\frac{g}{cm^3}\right] = 0.016018463/\text{volumen específico del vapor seco y saturado, en } \left[\frac{pie^3}{lb}\right]$. Para presiones de hasta

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

1,000 [psi], la densidad del vapor seco y saturado puede ser determinada mediante la siguiente ecuación derivada de Faraouq Alí⁴:

$$\rho_s = 0.0000440189p_s^{0.9588} \quad (1.49)$$

donde:

ρ_s = Densidad del vapor seco y saturado $\left[\frac{g}{cm^3}\right]$

p_s = Presión de saturación [psi]

1.4.10 VAPOR SOBRECALENTADO

Se sabe que a una presión dada, el vapor tiene una temperatura de saturación definida. Sin embargo, es posible aumentar su temperatura por encima de la de saturación, agregando calor al vapor seco y saturado. Bajo estas condiciones, el vapor se denomina Vapor Sobrecalentado.

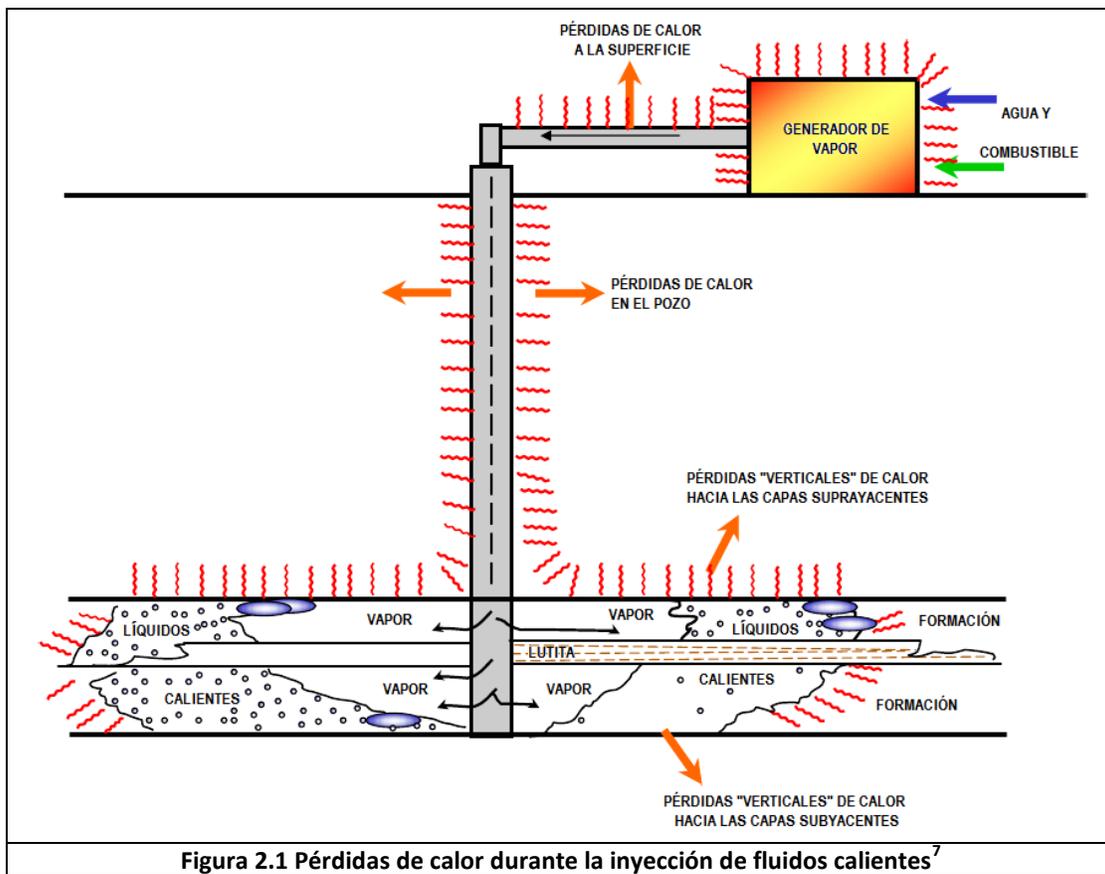
En aplicaciones industriales el uso del vapor sobrecalentado es muy ventajoso; sin embargo, está en duda si tal tipo de vapor es de uso ventajoso en la recuperación térmica, por lo menos mientras se utilicen los tipos de generadores disponibles actualmente.

Dado el bajo valor del calor específico del vapor sobrecalentado ($C_s \cong 0.56 \left[\frac{BTU}{lb-\circ F}\right]$), la contribución al contenido total de calor de ciertos grados de calentamiento, no justifica el uso de vapor sobrecalentado en operaciones térmicas y petroleras. Sin embargo, el uso del vapor sobrecalentado en estas operaciones térmicas tiene sus ventajas si se consideran las pérdidas de calor a lo largo del pozo.

2. PÉRDIDAS DE CALOR DURANTE LOS PROCESOS DE INYECCIÓN DE FLUIDOS CALIENTES

Debido a la diferencia de temperatura entre el agua caliente, aire caliente o vapor, y el entorno que rodea las líneas de superficie (mismas que transportan el fluido hasta el cabezal del pozo) y la tubería de inyección en el pozo, parte del calor que fluye se pierde antes de llegar a la formación. Por lo anterior, es importante cuantificar esas pérdidas de calor con el objeto de minimizarlas.

La figura 2.1 muestra las pérdidas de calor en un sistema de inyección comenzando en la unidad generadora de vapor, con las subsecuentes pérdidas que ocurren en las líneas de inyección superficiales, en el cabezal de inyección, en el pozo y finalmente la formación.



2.1 MECANISMOS DE TRANSFERENCIA DE CALOR

Por definición, calor es la energía transferida como resultado de una diferencia de temperatura. Matemáticamente es una cantidad vectorial, en el sentido que se transmite de regiones de temperaturas elevadas a regiones con menor temperatura.

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

Los mecanismos de transferencia de calor son: conducción, convección y radiación; aunque se debe considerar que la convección es una combinación de los mecanismos de radiación y conducción.

2.1.1 CONDUCCIÓN

Es la transferencia de calor de una parte de un cuerpo a alta temperatura, a otra parte del mismo, a menor temperatura, o de un cuerpo a alta temperatura a otro cuerpo a menor temperatura, en contacto físico con él. Si las temperaturas de los cuerpos no cambian con el tiempo, (es decir, el proceso ocurre bajo condiciones de flujo continuo), la ley física que describe el calor por conducción se conoce como la primera Ley de Fourier⁸, propuesta en 1822, dada por:

$$\frac{Q_c}{A} = -K_h \frac{\partial T}{\partial x} \quad (2.1)$$

donde

Q_c = Gasto de flujo de calor por conducción $\left[\frac{BTU}{hr}\right]$

A = Área a través de la cual ocurre el flujo de calor $[pie^2]$

$\frac{\partial T}{\partial x}$ = Gradiente de temperatura $\left[\frac{°F}{pie}\right]$

K_h = Conductividad térmica del material $\left[\frac{BTU}{hr-pie-°F}\right]$

La ecuación (2.1) aplica para la conducción en sólidos, líquidos y gases, aunque como es de esperarse, el valor de K_h es mayor para sólidos que para líquidos y gases. Esta ecuación se puede integrar considerando diferentes tipos de cuerpos. Así, si aplicamos a un cuerpo de área A , espesor Δx , con flujo lineal de calor y diferencia de temperatura igual a ΔT , se obtiene:

$$Q_c = \frac{K_h A \Delta T}{\Delta x} \quad (2.2)$$

Si se aplica a un tubo cilíndrico, de longitud L , con radios interno r_{ti} y externo r_{to} , al integrar la ecuación (2.1), se obtiene (flujo radial):

$$Q_c = \frac{2\pi K_h L \Delta T}{\ln \frac{r_{to}}{r_{ti}}} \quad (2.3)$$

donde

r_{to} = Radio externo de la tubería de inyección $[pie]$

r_{ti} = Radio interno de la tubería $[pie]$

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

Si la temperatura del cuerpo varía con el tiempo, la ecuación de Fourier⁸ aplica solamente para un instante dado en el que la distribución de temperatura sea conocida. La distribución de la temperatura en función del tiempo es obtenida de la ecuación básica de Fourier⁸ para conducción de calor y de un balance de calor.

Considerando un elemento de volumen con área $dydz$ y espesor dx , el calor que entra a lo largo del eje x es:

$$-K_{hx}(dydz) \left(\frac{\partial T}{\partial x} \right) dt \quad (2.4)$$

Y el que sale es:

$$-(dydz) \left[K_{hx} \frac{\partial T}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x} \left(K_{hx} \frac{\partial T}{\partial x} \right) dx \right] dt \quad (2.5)$$

La diferencia entre lo que entra y lo que sale, a lo largo de los tres ejes, es igual a lo que se almacena en el elemento, resultando la ecuación diferencial general para la distribución de temperatura en función del tiempo, expresada en coordenadas rectangulares por:

$$\frac{1}{\rho C_p} \left[\frac{\partial}{\partial x} \left(K_{hx} \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(K_{hy} \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(K_{hz} \frac{\partial T}{\partial z} \right) \right] = \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2.6)$$

Despreciando la variación K_h con temperatura, y suponiendo que la sustancia es homogénea e isotrópica, entonces la ecuación (2.6) se transforma en:

$$\frac{K_h}{\rho C_p} \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) = \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2.7)$$

donde el término $\frac{K_h}{\rho C_p}$ es la difusividad térmica α .

Introduciendo α en la ecuación (2.7) se obtiene:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2.8)$$

donde

$$\alpha = \text{Difusividad térmica} \left[\frac{pie^2}{hr} \right]$$

$$\rho = \text{Densidad} \left[\frac{lb}{pie^3} \right]$$

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

C_p = Calor específico del líquido $\left[\frac{BTU}{lb-^{\circ}F}\right]$

K_h = Conductividad térmica $\left[\frac{BTU}{hr-pie-^{\circ}F}\right]$

T = Temperatura [$^{\circ}F$]

t = Tiempo [hr]

x, y, z = Distancias [pie]

2.1.2 RADIACIÓN

Es el proceso por el cual el calor es transferido por ondas electromagnéticas. La ecuación básica fue desarrollada empíricamente por Stefan⁹ en 1879 y derivada teóricamente por Boltzmann¹⁰ en 1884, y está dada por:

$$\frac{Q_r}{A} = \sigma \varepsilon (T_1^4 - T_2^4); T_1 > T_2 \quad (2.9)$$

donde

Q_r = Gasto de flujo de calor por radiación $\left[\frac{BTU}{hr}\right]$

A = Área a través de la cual ocurre el flujo de calor [pie^2]

σ = Constante de Stefan-Boltzmann^{9,10} = $0.1714 \times 10^{-8} \left[\frac{BTU}{hr-pie^2-^{\circ}F}\right]$

T_1 = Temperatura del cuerpo a mayor temperatura [$^{\circ}R$]

T_2 = Temperatura del cuerpo a menor temperatura [$^{\circ}R$]

ε = Emisividad.- Es una medida de la capacidad de una superficie para emitir radiación. Cuanto más caliente es un objeto, más energía infrarroja emitirá. La emisividad puede tener un valor de 0 (espejo brillante, reflector perfecto) a 1.0 (radiador de Plank, emisor perfecto).

En problemas prácticos la ecuación (2.9) se escribe de otra forma utilizando el coeficiente de transferencia de calor por radiación:

$$\frac{Q_r}{A} = h_r (T_1 - T_2) \quad (2.10)$$

donde

h_r = Coeficiente de transferencia de calor por radiación $\left[\frac{BTU}{hr-pie^2-^{\circ}F}\right]$ y está definido como:

$$h_r = \sigma \varepsilon (T_1^2 + T_2^2)(T_1 + T_2) \quad (2.11)$$

2.1.3 CONVECCIÓN

Es la transferencia de calor desde una superficie hacia un fluido en movimiento (o del fluido en movimiento hacia la superficie) en contacto con ella, o de una parte de un fluido en movimiento a mayor temperatura hacia otra parte del mismo fluido a menor temperatura. Si el movimiento del fluido se debe a la aplicación de alguna fuerza (bomba, abanico, etc.), se dice que existe convección forzada. Si el fluido se mueve por diferencia de densidades debido a diferencia de temperaturas, se dice que hay convección libre. En ambos casos, la transferencia de calor está dada por la ecuación:

$$\frac{Q_c}{A} = h_c |T_f - T_s| \quad (2.12)$$

donde

Q_c = Gasto de flujo de calor por convección $\left[\frac{BTU}{hr}\right]$

A = Área a través de la cual ocurre el flujo de calor $[pie^2]$

h_c = Coeficiente de transferencia de calor por convección $\left[\frac{BTU}{hr-pie^2-^{\circ}F}\right]$

T_f = Temperatura del fluido $[^{\circ}F]$

T_s = Temperatura de la superficie $[^{\circ}F]$

El valor absoluto indica que se está tomando en cuenta el flujo del calor del fluido hacia la superficie o de la superficie hacia el fluido, según T_f sea mayor ó menor que T_s .

El mecanismo de convección es realmente la combinación de conducción y radiación, influenciada por el movimiento del fluido. Si se considera despreciable la radiación, como en el caso de los líquidos, el coeficiente h_c se puede definir por:

$$h_c = \frac{Q_c/A}{|T_f - T_s|} = -K_h \frac{\left|\frac{\partial T}{\partial x}\right|_{superficie}}{|T_f - T_s|} \quad (2.13)$$

Es decir, el coeficiente de transferencia de calor por convección es el gradiente adimensional de temperatura evaluado en la superficie considerada. Éste depende de la geometría de la superficie, de las propiedades físicas del fluido y de la velocidad del fluido.

En la ecuación (2.1) $\left|\frac{\partial T}{\partial x}\right|$ expresa de manera general el incremento de temperatura de un cuerpo de una parte de sí a otra; en la ecuación (2.13) $\left|\frac{\partial T}{\partial x}\right|_{superficie}$ hace referencia al incremento de temperatura de la superficie por la que se desplaza el fluido.

2.2 COEFICIENTE DE TRANSFERENCIA DE CALOR TOTAL U

En problemas prácticos de transferencia de calor, es común encontrar los tres mecanismos de transferencia, actuando simultáneamente en sistemas formados por diferentes cuerpos y/o materiales. En este caso es conveniente definir un coeficiente de transferencia total mediante la ecuación:

$$\frac{Q}{A} = U \cdot \Delta T \quad (2.14)$$

Es decir:

$$U = \frac{Q/A}{\Delta T} \quad (2.15)$$

donde

Q = Gasto de pérdidas de calor $\left[\frac{BTU}{hr}\right]$

ΔT = Caída de temperatura total o característica $[^{\circ}F]$

A = Área a través de la cual ocurre el flujo de calor $[pie^2]$

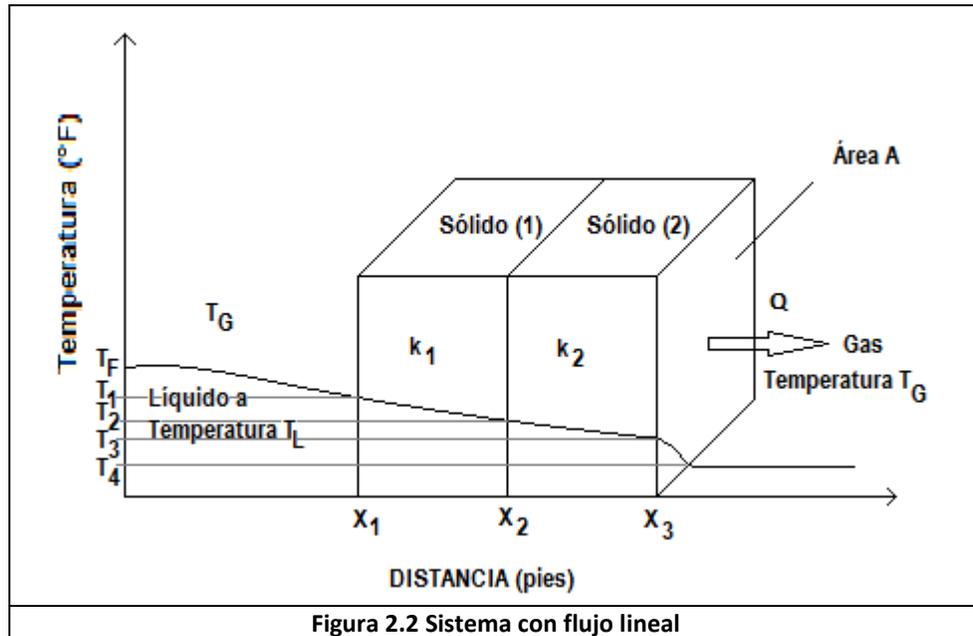
U = Coeficiente de transferencia de calor total $\left[\frac{BTU}{hr-pie^2-^{\circ}F}\right]$

En general, los problemas de flujo de calor pueden agruparse en problemas de flujo lineal y en problemas de flujo radial, por tal motivo se presenta a continuación los procedimientos para determinar U en estos dos tipos de geometría de flujo:

2.2.1 FLUJO LINEAL

Considérese el sistema ilustrado en la figura 2.2 a continuación mostrado, formado por un líquido a temperatura T_L , dos sólidos de conductividades térmicas k_1 y k_2 , respectivamente, y un gas a la temperatura T_G . Luego que se establece el equilibrio de temperatura en el sólido (1) varía entre T_1 y T_2 , y en el sólido (2) entre T_2 y T_3 . Nótese que $T_1 < T_L$ debido a la convección. Similarmente $T_3 > T_G$.

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor



Los mecanismos de transferencia de calor actuando son:

- a) Del líquido al sólido (1) existe convección, luego

$$Q_1 = hc_1A(T_L - T_1) \quad (2.16)$$

donde

Q_1 = Gasto de flujo de calor del líquido al sólido 1 $\left[\frac{BTU}{hr} \right]$

hc_1 = Coeficiente de transferencia de calor por convección entre el líquido y el sólido (1)

$$\left[\frac{BTU}{hr-pie^2-^{\circ}F} \right]$$

- b) A través del sólido (1) existe conducción así;

$$Q_2 = \frac{k_1A(T_1 - T_2)}{X_2 - X_1} \quad (2.17)$$

donde

Q_2 = Gasto de flujo de calor a través del sólido 1 $\left[\frac{BTU}{hr} \right]$

- c) A través del sólido (2) existe conducción, así:

$$Q_3 = \frac{k_2A(T_2 - T_3)}{X_3 - X_2} \quad (2.18)$$

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

donde

$$Q_3 = \text{Gasto de flujo de calor a través del sólido (2)} \left[\frac{BTU}{hr} \right]$$

d) Del sólido (2) hacia el gas existe convección y radiación; por lo tanto

$$Q_4 = (hc_2 + h_r)A(T_3 - T_G) \quad (2.19)$$

donde

$$Q_4 = \text{Gasto de flujo de calor del sólido 2 al gas} \left[\frac{BTU}{hr} \right]$$

$$hc_2 = \text{Coeficiente de convección entre el sólido (2) y el gas} \left[\frac{BTU}{hr \cdot pie^2 \cdot ^\circ F} \right]$$

$$h_r = \text{Coeficiente de radiación entre el sólido (2) y el gas} \left[\frac{BTU}{hr \cdot pie^2 \cdot ^\circ F} \right]$$

Dado que al usar las ecuaciones anteriores se han supuesto implícitamente condiciones de flujo continuo, se cumple que:

$$Q_1 = Q_2 = Q_3 = Q_4 = Q = U \cdot A \cdot (T_L - T_G) \quad (2.20)$$

Pero

$$(T_L - T_G) = (T_L - T_1) + (T_1 - T_2) + (T_2 - T_3) + (T_3 - T_G) \quad (2.21)$$

Y el área constante e igual a A, al sustituir (2.11) en (2.21) se obtiene

$$(T_F - T_G) = \frac{Q}{A} \left[\frac{1}{hc_1} + \frac{(x_2 - x_1)}{k_1} + \frac{(x_3 - x_2)}{k_2} + \frac{1}{hc_2 + h_r} \right] \quad (2.22)$$

Despejando Q de la ecuación (2.22) y comparando con la ecuación (2.20) se puede escribir:

$$Q = U \cdot A \cdot (T_L - T_G) \quad (2.23)$$

Siendo,

$$U = \left[\frac{1}{hc_1} + \frac{(X_2 - X_1)}{k_1} + \frac{(X_3 - X_2)}{k_2} + \frac{1}{hc_2 + h_r} \right]^{-1} \quad (2.24)$$

Así evaluando U y midiendo T_L , T_G y A se puede determinar el gasto de transferencia de calor total en el sistema si se considera un sistema lineal.

2.2.2 FLUJO RADIAL

En el caso del flujo radial, el área expuesta a transferencia de calor no es constante, sin embargo Q total sí lo es, puesto que se consideran condiciones de flujo de calor continuo. Así, se hace necesario definir U con respecto a algún área característica del sistema.

Considérese el sistema representado en la figura 2.3, compuesto por dos tuberías sólidas concéntricas, un líquido a temperatura T_L en el interior de la más interna y un gas en la parte exterior de la más externa.

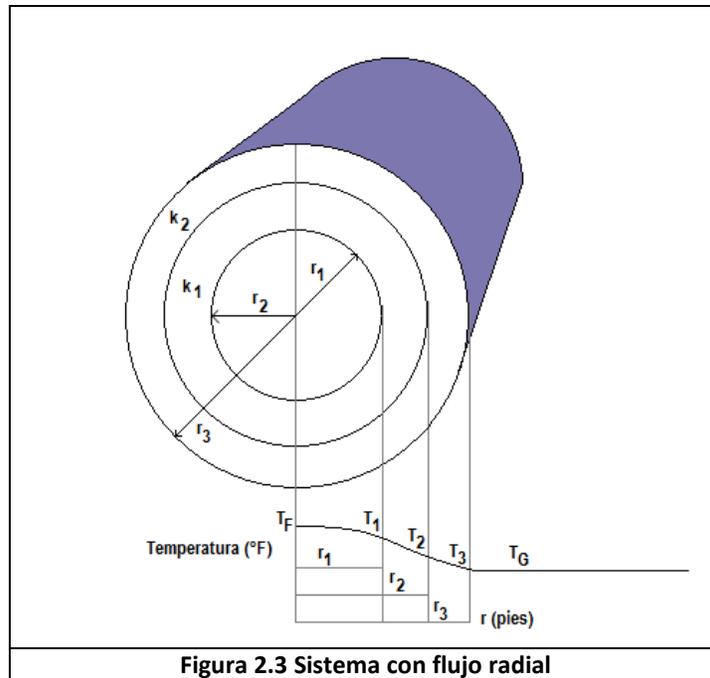


Figura 2.3 Sistema con flujo radial

- a) Del líquido en movimiento al sólido (1) existe convección, por lo que el gasto de flujo de calor está dada por

$$Q_1 = hc_1(2\pi r_1 \Delta L)(T_L - T_1) \tag{2.25}$$

donde

Q_1 = Gasto de flujo de calor del líquido en el interior al sólido 1 $\left[\frac{BTU}{hr}\right]$

hc_1 = Coeficiente de transferencia de calor por convección entre el líquido y el sólido (1)

$$\left[\frac{BTU}{hr-pie^2-^{\circ}F}\right]$$

r_1 = Radio interno de la tubería 1 [pie]

ΔL = Longitud de la tubería [pie]

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

b) A través del sólido (1) existe conducción, luego,

$$Q_2 = \frac{2\pi\Delta L k_1 (T_1 - T_2)}{\ln\left(\frac{r_2}{r_1}\right)} \quad (2.26)$$

Q_2 = Gasto de flujo de calor a través de la tubería 1 $\left[\frac{BTU}{hr}\right]$

c) A través del sólido (2) existe conducción:

$$Q_3 = \frac{2\pi\Delta L k_2 (T_2 - T_3)}{\ln\left(\frac{r_3}{r_2}\right)} \quad (2.27)$$

Q_3 = Gasto de flujo de calor a través de la tubería 2 $\left[\frac{BTU}{hr}\right]$

d) De la tubería (2) hacia el gas existe convección y radiación, luego

$$Q_4 = 2\pi r_3 \Delta L (hc_2 + h_r)(T_3 - T_G) \quad (2.28)$$

donde

Q_4 = Gasto de flujo de calor del sólido 2 y el gas $\left[\frac{BTU}{hr}\right]$

hc_2 = Coeficiente de convección entre la tubería (2) y el gas $\left[\frac{BTU}{hr-pie^2-^{\circ}F}\right]$

h_r = Coeficiente de radiación entre la tubería (2) y el gas $\left[\frac{BTU}{hr-pie^2-^{\circ}F}\right]$

De nuevo, al considerar la suposición de flujo de calor continuo se tiene que:

$$(T_F - T_G) = (T_F - T_1) + (T_1 - T_2) + (T_2 - T_3) + (T_3 - T_G) \quad (2.30)$$

donde

$$(T_F - T_G) = (T_F - T_1) + (T_1 - T_2) + (T_2 - T_3) + (T_3 - T_G) \quad (2.30)$$

Sustituyendo las ecuaciones (2.25)-(2.28) en (2.30) resulta:

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

$$(T_F - T_G) = \frac{Q}{2\pi\Delta L} \left[\frac{1}{r_1 h c_1} + \frac{\ln(r_2/r_1)}{k_1} + \frac{\ln(r_3/r_2)}{k_2} + \frac{1}{r_3(hc_2 + h_r)} \right] \quad (2.31)$$

Las áreas características comúnmente utilizadas son el área interior y el área exterior. Así, si se toma el área exterior, de acuerdo a la definición de U , se tiene:

$$U = \frac{Q/A}{T_F - T_G} = \frac{Q/2\pi r_3 \Delta L}{Q/2\pi \Delta L} \left[\frac{1}{r_1 h c_1} + \frac{\ln(r_2/r_3)}{k_1} + \frac{\ln(r_3/r_2)}{k_2} + \frac{1}{r_3(hc_2 + h_r)} \right]^{-1} \quad (2.32)$$

Y luego de simplificar

$$U = \left[\frac{r_3}{r_1 h c_1} + \frac{r_3 \ln(r_2/r_1)}{k_1} + \frac{r_3 \ln(r_3/r_2)}{k_2} + \frac{1}{(h c_2 + h_r)} \right]^{-1} \quad (2.33)$$

Si se utiliza el área interior como área característica, resulta:

$$U = \left[\frac{1}{h c_1} + \frac{r_1 \ln(r_2/r_1)}{k_1} + \frac{r_1 \ln(r_3/r_2)}{k_2} + \frac{1}{r_3(hc_2 + h_r)} \right]^{-1} \quad (2.34)$$

Y

$$Q = 2\pi r_1 \Delta L \cdot U \cdot (T_F - T_G) \quad (2.35)$$

2.3 EFICIENCIA TÉRMICA DEL GENERADOR DE VAPOR

Las operaciones de inyección de calor (y pérdidas de calor) comienzan en el generador de vapor. Estos generadores pueden funcionar con aceite o gas y usualmente producen una calidad del 80%. Recientes mejoras en el diseño de los equipos generadores de vapor, permiten que estos operen bajo eficiencias del 80 al 90%.

La eficiencia térmica de un generador de vapor se determina comúnmente a partir de la entalpia del vapor producido en relación con la entalpia total utilizada para generarlo, por lo tanto el conocimiento de la temperatura, el combustible consumido, la presión de vapor y la calidad son necesarios para calcular su eficiencia.

2.4 PÉRDIDAS DE CALOR EN LÍNEAS SUPERFICIALES

El siguiente punto de pérdidas de calor en un sistema de inyección de vapor, se encuentra en las líneas de transmisión de calor desde el generador al cabezal de inyección del pozo. En este tipo de pérdidas se incluyen los tres mecanismos de transferencia de calor: conducción, convección y radiación. Las pérdidas dependerán de la longitud de la tubería y su diámetro, de la naturaleza y espesor del aislante, y de la temperatura del fluido caliente en la línea y del medio ambiente que lo rodea. Normalmente, se pueden encontrar temperaturas ambientes en el orden de $-120[^\circ F]$ a $+120[^\circ F]$ y velocidades del viento de 0 a 50 [millas/hr].

Las condiciones anteriores contribuyen a las pérdidas de calor y deben ser tomadas en cuenta cuando se diseñan sistemas de inyección de vapor.

2.5 CÁLCULO DE PÉRDIDAS DE CALOR EN LÍNEAS DE SUPERFICIE

En este tipo de pérdidas están incluidos los tres mecanismos de transferencia de calor; conducción, convección y radiación. Como ya se vio, su magnitud depende de la longitud de la tubería y su diámetro, de la naturaleza y espesor del aislante, y de la temperatura del fluido caliente en la línea y del medio ambiente que lo rodea.

Una forma de calcular las pérdidas de calor en líneas de superficie considerando transferencia de calor bajo condiciones de flujo continuo, es mediante la siguiente ecuación:

$$Q = \text{Área exterior} * U * (T_s - T_a) \quad (2.36)$$

donde

Q = Gasto de pérdidas de calor $\left[\frac{BTU}{hr} \right]$

Área Exterior = Área exterior total del sistema expuesta al flujo de calor [pie^2]

U = Coeficiente de transferencia de calor total para el sistema, referido al área exterior del mismo $\left[\frac{BTU}{hr-pie^2-^\circ F} \right]$

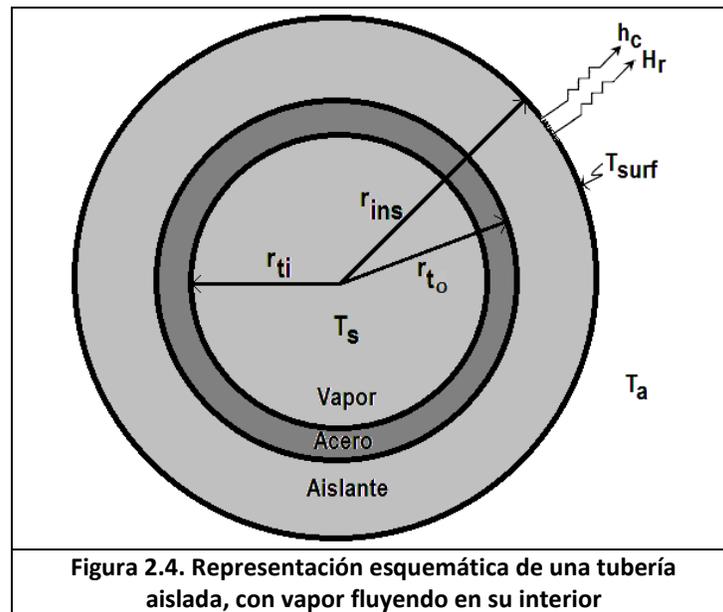
T_s = Temperatura del fluido fluyendo en la tubería [$^\circ F$]

T_a = Temperatura del medio ambiente [$^\circ F$]

El coeficiente total de transferencia de calor U , se determina evaluando los mecanismos de transferencia de calor actuando en un determinado sistema. Considérese el ilustrado en la figura 2.4, el cual presenta la sección transversal de una tubería de radio interno r_{ti} [pie], radio externo r_{to} [pie], a través de cual fluye vapor a una temperatura T_s [$^\circ F$]. La tubería puede o no estar aislada; si se encuentra aislada, el radio exterior será r_{ins} [pie]. La temperatura en la superficie exterior de la

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

tubería desnuda o aislada será T_{surf} [°F] y la temperatura ambiente será T_a [°F]. Los mecanismos de calor que actúan en el sistema son:



- a) Del fluido en movimiento a la pared interna de la tubería existe convección forzada, por lo que el gasto de flujo de calor está dado por la ecuación:

$$Q_1 = 2\pi r_{ti} h_f (T_s - T_{ti}) \Delta L \quad (2.37)$$

donde

Q_1 = Gasto de flujo de calor del fluido en movimiento a la pared interna de la tubería $\left[\frac{BTU}{hr} \right]$
 h_f = Coeficiente de transferencia de calor por convección entre el fluido y la tubería $\left[\frac{BTU}{hr \cdot pie^2 \cdot ^\circ F} \right]$ también llamado coeficiente de película ("film coefficient") de transferencia de calor o coeficiente de condensación entre el fluido y la superficie interna de la tubería. Aunque los coeficientes de película para agua caliente en flujo turbulento y para vapor, son bastante altos (500 a 4,000 $\left[\frac{BTU}{hr \cdot pie^2 \cdot ^\circ F} \right]$), ofrecen muy poca resistencia al flujo de calor por lo que pueden despreciarse, pero deben calcularse en orden a evaluar su efecto. Para el cálculo de h_f , se supone que la temperatura interior de la tubería es la misma que la del fluido fluyendo. Así, para evaluar el flujo de vapor húmedo, se utilizan las propiedades físicas del agua. La tabla 2.1 presenta las propiedades físicas del agua a presión atmosférica.

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

b) A través de la tubería (acero) existe conducción, luego:

$$Q_2 = \frac{2\pi K_{hs}(T_{ti} - T_{to})\Delta L}{\ln\left(\frac{r_{to}}{r_{ti}}\right)} \quad (2.38)$$

donde

Q_2 = Gasto de flujo de calor a través de la tubería $\left[\frac{BTU}{hr}\right]$

r_{to} = Radio externo de la tubería de inyección [pie]

r_{ti} = Radio interno de la tubería [pie]

T_{ti} = Temperatura de la superficie interna de la tubería [$^{\circ}F$]

T_{to} = Temperatura de la superficie externa de la tubería [$^{\circ}F$]

ΔL = Longitud de la tubería [pie]

K_{hs} = Conductividad térmica de la tubería $\left[\frac{BTU}{hr-pie-^{\circ}F}\right]$, o del material del cual está constituida la tubería. Ver tabla 2.2.

c) A través del aislante existe conducción, luego:

$$Q_3 = \frac{2\pi K_{hins}(T_{to} - T_{ins})\Delta L}{\ln\left(\frac{r_{ins}}{r_{to}}\right)} \quad (2.39)$$

donde

Q_3 = Gasto de flujo de calor a través del aislante $\left[\frac{BTU}{hr}\right]$

r_{to} = Radio externo de la tubería de inyección [pie]

r_{ins} = Radio externo del aislante [pie]

T_{ins} = Temperatura de la superficie interna del aislante [$^{\circ}F$]

T_{to} = Temperatura de la superficie externa de la tubería [$^{\circ}F$]

ΔL = Longitud de la tubería [pie]

K_{hins} = Conductividad térmica del aislante $\left[\frac{BTU}{hr-pie-^{\circ}F}\right]$, ver tabla 2.3.

d) Del aislante hacia el medio ambiente existe convección y radiación:

$$Q_4 = 2\pi r_{ins}(h_c + h_r)(T_{surf} - T_a)\Delta L \quad (2.40)$$

donde

Q_4 = Gasto de flujo de calor del aislante al medio ambiente $\left[\frac{BTU}{hr}\right]$

r_{ins} = Radio externo del aislante (o sea, $r_{ins} = r_{to} + \Delta r_{ins}$ el espesor del aislante) [pie]

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

T_{surf} = Temperatura de la superficie externa del aislante [$^{\circ}F$]

T_a = Temperatura del medio ambiente [$^{\circ}F$]

ΔL = Longitud de la tubería [pie]

h_c = Coeficiente de transferencia de calor por convección $\left[\frac{BTU}{hr-pie^2-^{\circ}F} \right]$

h_r = Coeficiente de transferencia de calor por radiación entre la superficie exterior de la tubería o del aislante en caso que exista y el medio ambiente $\left[\frac{BTU}{hr-pie^2-^{\circ}F} \right]$, depende de la temperatura en la superficie exterior de la tubería aislante T_{surf} y de la temperatura ambiente T_a . Se calcula mediante la ecuación (2.9) reemplazando T_1 por T_{surf} y T_2 por T_a y haciendo ε igual a la emisividad de la superficie exterior de la tubería o del aislante en caso de que exista, notando que: $\varepsilon=0$ para superficies reflectantes y $\varepsilon=1$ para superficies oscuras (black-body).

Dado que inicialmente se consideró transferencia de calor bajo condiciones de flujo continuo, se tiene que:

$$Q_1 = Q_2 = Q_3 = Q_4 = Q = A * U * (T_s - T_a) \quad (2.41)$$

Además, notando que:

$$(T_s - T_a) = (T_s - T_{ti}) + (T_{ti} - T_{to}) + (T_{to} - T_{surf}) + (T_{surf} - T_a) \quad (2.42)$$

Resolviendo las ecuaciones (2.37)-(2.40) para las respectivas diferencias de temperatura y sustituyendo estas en la ecuación (2.42), resulta:

$$(T_s - T_a) = \frac{Q}{2\pi\Delta L} \left[\frac{1}{r_{ti}h_f} + \frac{\ln\left(\frac{r_{to}}{r_{ti}}\right)}{K_{hs}} + \frac{\ln\left(\frac{r_{ins}}{r_{to}}\right)}{K_{hins}} + \frac{1}{r_{ins}(h_c + h_f)} \right] \quad (2.43)$$

Las áreas características comúnmente utilizadas son: el área interior de la tubería ($2\pi r_{ti}\Delta L$), el área exterior de la tubería ($2\pi r_{to}\Delta L$) y el área exterior del aislante ($2\pi r_{ins}\Delta L$). Por ello, si se toma el área exterior de la tubería y de acuerdo a la ecuación (2.36), se tiene:

$$Q = 2\pi r_{to} U_{to} (T_s - T_a) \Delta L \quad (2.44)$$

donde

U_{to} = Coeficiente de transferencia de calor en la superficie externa de la tubería $\left[\frac{BTU}{hr-pie^2-^{\circ}F} \right]$

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

Al sustituir el valor $(T_s - T_a)$ por su expresión en la ecuación (2.43) y despejando U_{to} , resulta:

$$\begin{aligned}
 U_{to} &= \frac{\frac{Q}{\bar{A}}}{(T_s - T_a)} \\
 &= \frac{\frac{Q}{2\pi r_{to} \Delta L}}{\frac{Q}{2\pi \Delta L} \left[\frac{1}{r_{ti} h_f} + \frac{\ln\left(\frac{r_{to}}{r_{ti}}\right)}{K_{Hs}} + \frac{\ln\left(\frac{r_{ins}}{r_{to}}\right)}{K_{Hins}} + \frac{1}{r_{ins}(h_c + h_r)} \right]} \quad (2.45)
 \end{aligned}$$

Y luego de simplificar

$$U_{to} = \left[\frac{r_{to}}{r_{ti} h_f} + \frac{r_{to} \ln\left(\frac{r_{to}}{r_{ti}}\right)}{K_{hs}} + \frac{r_{to} \ln\left(\frac{r_{ins}}{r_{to}}\right)}{K_{hins}} + \frac{r_{to}}{r_{ins}(h_c + h_r)} \right]^{-1} \quad (2.46)$$

Si se utiliza el área interior de la tubería, se tiene:

$$Q = 2\pi r_{ti} U_{ti} (T_s - T_a) \Delta L \quad (2.47)$$

De donde se puede obtener U_{ti} ,

$$U_{ti} = \left[\frac{1}{h_f} + \frac{r_{ti} \ln\left(\frac{r_{to}}{r_{ti}}\right)}{K_{hs}} + \frac{r_{ti} \ln\left(\frac{r_{ins}}{r_{to}}\right)}{K_{hins}} + \frac{r_{ti}}{r_{ins}(h_c + h_r)} \right]^{-1} \quad (2.48)$$

donde

U_{ti} = Coeficiente de transferencia de calor en la superficie interna de la tubería
 $\left[\frac{BTU}{hr \cdot pie^2 \cdot ^\circ F} \right]$

Si se utiliza el área exterior del aislante la expresión de calor es:

$$Q = 2\pi r_{ins} U_{tins} (T_s - T_a) \Delta L \quad (2.49)$$

donde

U_{tins} = Coeficiente de transferencia de calor en la superficie externa del aislante
 $\left[\frac{BTU}{hr \cdot pie^2 \cdot ^\circ F} \right]$

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

Y para U_{tins} ,

$$U_{tins} = \left[\frac{r_{ins}}{r_{ti}h_f} + \frac{r_{ins} \ln\left(\frac{r_{to}}{r_{ti}}\right)}{K_{hs}} + \frac{r_{ins} \ln\left(\frac{r_{ins}}{r_{to}}\right)}{K_{hins}} + \frac{1}{(h_c + h_f)} \right]^{-1} \quad (2.50)$$

Evidentemente, expresiones similares para U pueden obtenerse para tubería sin aislante.

Temperatura [°F]	Presión [psi]	Densidad [$\frac{lb}{pie^3}$]	Calor Específico [$\frac{BTU}{lb - °F}$]	Conducción Térmica [$\frac{BTU}{h - pie - °F}$]	Viscosidad [$\frac{lb}{pie - h}$]	Coefficiente de expansión [°F]
32	14.70	62.42	1.0074	0.319	3.335	0.000039
40		62.42	1.0048	0.325	3.713	0.000010
60		62.35	0.9999	0.341	2.760	0.000084
80		62.20	0.9983	0.352	2.057	0.000151
100		61.99	0.9979	0.361	1.647	0.000203
120		61.70	0.9985	0.370	1.349	0.000250
140		61.37	0.9994	0.376	1.130	0.000291
160		61.00	1.0009	0.382	0.963	0.000328
180		60.57	1.0028	0.387	0.831	0.000363
200		60.11	1.0056	0.391	0.733	0.000398
212	↓	59.83	1.0070	0.394	0.684	0.000418
240	24.97	59.10	1.0130	0.395	0.586	0.000467
280	49.20	57.94	1.0230	0.395	0.487	0.000534
320	89.66	56.66	1.0370	0.394	0.415	0.000610
360	153.00	55.22	1.0550	0.389	0.362	0.000694
400	247.00	53.55	1.0800	0.383	0.322	0.000797
440	381.60	51.92	1.1130	0.373	0.293	0.000932
480	566.10	50.00	1.1570	0.361	0.270	0.001100
520	812.40	47.85	1.2250	0.344	0.249	0.001350
560	1,133.00	45.25	1.3430	0.320	0.231	0.001760
600	1,543.00	42.37	1.5100	0.291	0.212	0.002360
640	2,060.00	38.46	1.9400	0.252	0.189	0.004140
680	2,708.00	32.79	3.2000	0.202	0.165	
705.4	3,206.20	19.90		0.121	0.122	

Tabla 2.1 Propiedades físicas del agua a presión atmosférica

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

<i>Metal</i>	<i>Temperatura [°F]</i>	$K_h \left[\frac{BTU}{hr-pie-°F} \right]$
Hierro puro	64	170.0
Hierro puro	42	39.0
Hierro dulce	64	34.9
Hierro dulce	212	34.6
Acero (1%C)	64	26.2
Acero (1%C)	212	25.9

Tabla 2.2 Conductividad térmica de algunos metales

<i>Material</i>	<i>Temperatura [°F]</i>	$K_h \left[\frac{BTU}{hr-pie-°F} \right]$
Asbestos	68	0.043
Algodón	86	0.024
Balsa	86	0.025-0.030
Corcho	86	0.025
Fibra	70	0.028
Magnesio	70	0.034
Porcelana	392	0.880

Tabla 2.3 Conductividad térmica de algunos materiales aislantes

Las siguientes ecuaciones son utilizadas para el cálculo del coeficiente de transferencia de calor por convección entre el fluido y la tubería, h_f .

- a) Para el caso de líquidos fluyendo sin cambio de fase en la región de flujo turbulento ($Re > 2100$), se utiliza la ecuación de Dittus-Boelter¹¹ dada por:

$$\frac{h_f d_{ti}}{k_{hf}} = 0.23 \left[\frac{d_{ti} G}{\mu_f} \right]^{0.8} \times \left[\frac{C_p \mu_f}{k_{hf}} \right]^{0.4} \quad (2.51)$$

donde

d_{ti} = Diámetro interior de la tubería [pie]

k_{hf} = Conductividad térmica del fluido $\left[\frac{BTU}{hr-pie-°F} \right]$

G = Velocidad de la masa (o flujo de masa) $\left[\frac{lb}{hr-pie^2} \right]$

μ_f = Viscosidad del fluido $\left[\frac{lb}{hr-pie} \right]$

Re = Número de Reynolds $\left(Re = \frac{d_{ti} G}{\mu_f} \right)$

C_p = Calor específico del líquido $\left[\frac{BTU}{lb-°F} \right]$

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

- b) Para el caso de aceites viscosos o flujo de líquidos de baja viscosidad en la región de flujo laminar ($Re < 2100$), se utiliza la ecuación de Sieder-Tate¹², dada por:

$$\frac{h_f d_{ti}}{k_{hf}} = 0.027 \left[\frac{\mu_f}{\mu_s} \right]^{0.14} \times \left[\frac{d_{ti} G}{\mu_f} \right]^{0.8} \left[\frac{C_p \mu_f}{k_{hf}} \right]^{0.33} \quad (2.52)$$

donde

μ_s = Viscosidad del vapor, evaluado a la temperatura superficial de la tubería ("film temperature") $\left[\frac{lb}{hr-pie} \right]$

h_c = Coeficiente de transferencia de calor por convección entre el fluido existente en el medio ambiente (aire generalmente) y la superficie exterior de la tubería o aislante en caso de existir $\left[\frac{BTU}{hr-pie^2-^{\circ}F} \right]$. Depende de la presión y la temperatura del medio ambiente, y de si existe o no viento en el ambiente exterior, (o sea, si existe convección forzada o libre).

Mediante análisis adimensional y experimentación, se han desarrollado las siguientes ecuaciones para calcular h_c .

- a) Convección libre o natural

McAdams¹³, presenta una correlación gráfica (figura 2.5), de la cual el coeficiente de transferencia de calor por convección libre o natural puede ser estimado cuando las velocidades del viento son despreciables (< 10 (millas/hr) o cero. La siguiente ecuación es derivada a partir de esta correlación:

$$\frac{h_c d_e}{K_{ha}} = 0.53 \left[d_e^3 (T_{surf} - T_a) \frac{g \beta_a C_{pa} \mu_a}{v_a^2 K_{ha}} \right]^{0.25} \quad (2.53)$$

donde

d_e = Diámetro exterior de la tubería o del aislante en caso que exista [pie]

K_{ha} = Conductividad térmica del aire $\left[\frac{BTU}{hr-pie-^{\circ}F} \right]$

β_a = Coeficiente de expansión volumétrica del aire [$^{\circ}F^{-1}$]

v_a = Viscosidad cinemática del aire $\left[\frac{pie^2}{hr} \right]$

g = Constante de gravedad, 4.17×10^8 $\left[\frac{pie}{hr^2} \right]$

C_{pa} = Calor específico del aire a presión constante $\left[\frac{BTU}{hr-^{\circ}F} \right]$

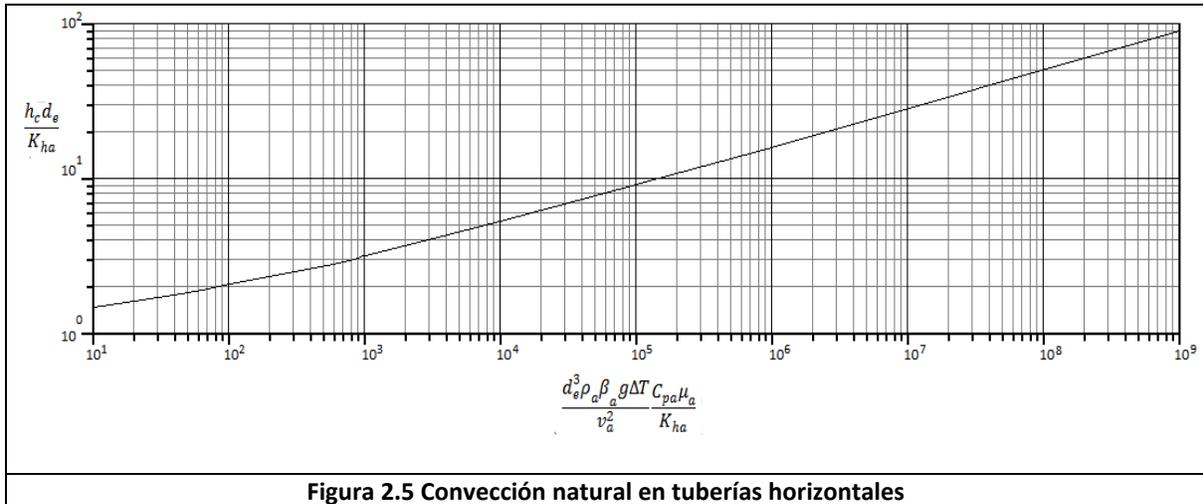
μ_a = Viscosidad dinámica del aire $\left[\frac{lb}{hr-pie} \right]$ (μ_a en $\left[\frac{lb}{hr-pie} \right] = 2.42 \times \mu_a$ en [cp])

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

La relación entre la viscosidad cinemática, ν_a , y la viscosidad dinámica, μ_a , está dada por:

$$\nu_a = \frac{\mu_a}{\rho_a} \quad (2.54)$$

Donde ρ_a es la densidad del aire $\left[\frac{lb}{pie^3} \right]$.



b) Convección forzada

Si el aire se está moviendo a una velocidad normal a la tubería, el coeficiente de transferencia de calor por convección forzada se incrementa. El efecto de la velocidad del viento sobre las pérdidas de calor en líneas de superficie ha sido estudiado por diversos investigadores y los resultados son publicados por McAdams¹³ en la correlación de la gráfica en la figura 2.6. Esta es una correlación entre el número de Nusselt $\left(\frac{h_c d_e}{K_{ha}} \right)$ y el número de Reynolds $\left(\frac{d_e \nu_a \rho_a}{\mu_a} \right)$ y a partir de la cual se puede calcular el coeficiente de transferencia de calor por convección forzada. La siguiente ecuación fue obtenida a partir de esta correlación:

$$\log \left(\frac{h_c d_e}{K_{ha}} \right) = -0.0757 + 0.3082(\log R_e) + 0.0379(\log R_e)^2 \quad (2.55)$$

La cual tiene una desviación máxima del 1% para todo el rango estudiado.

donde

$$R_e = \text{Número de Reynolds, adimensional} \left(R_e = 5,280 \frac{d_e \nu_a \rho_a}{\mu_a} \right)$$

d_e = Diámetro exterior de la tubería o del aislante en caso que exista [pie]

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

$$\rho_a = \text{Densidad del aire} \left[\frac{\text{lb}}{\text{pie}^3} \right]$$

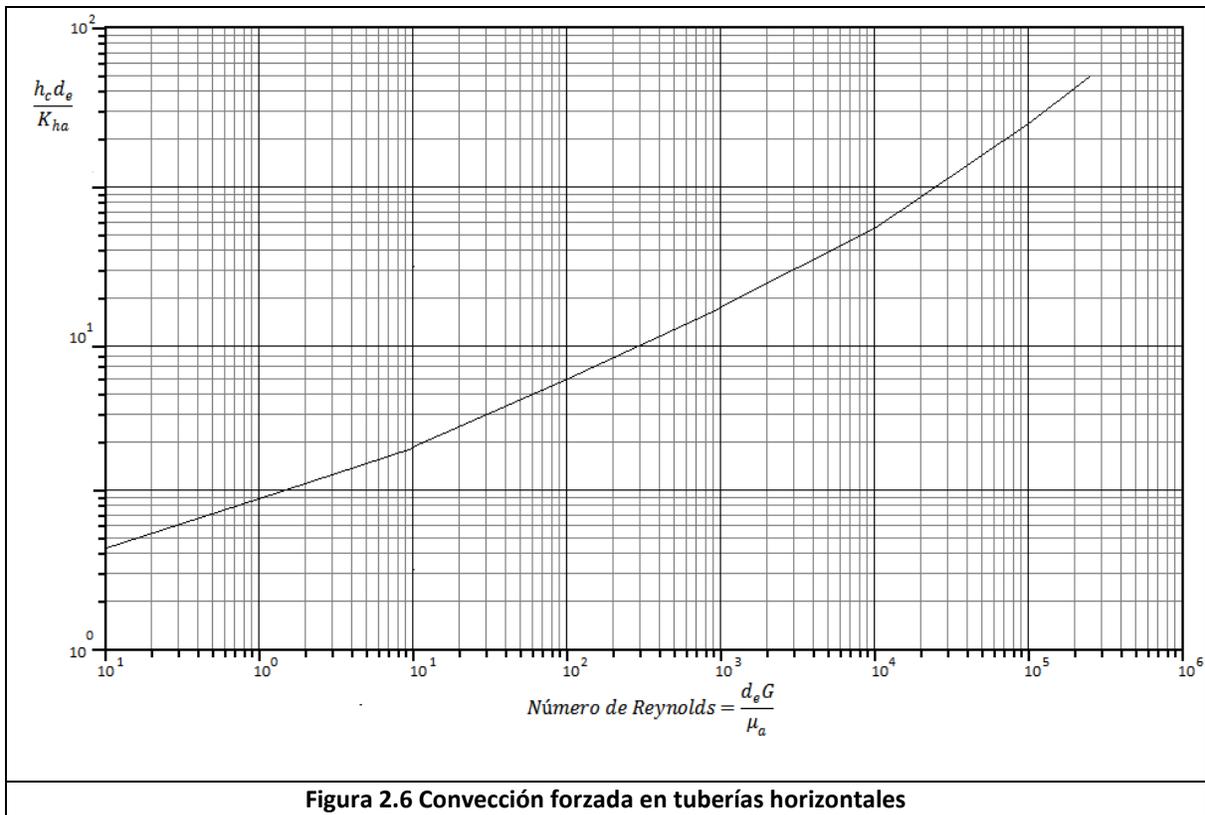
$$v_a = \text{Velocidad del viento} \left[\frac{\text{millas}}{\text{hr}} \right]$$

$$\mu_a = \text{Viscosidad dinámica del aire} \left[\frac{\text{lb}}{\text{hr-pie}} \right]$$

h_c puede estimarse directamente, por medio de las siguientes ecuaciones:

$$h_c = 19.3 C_{pa} \frac{(\rho_a v_a)^{0.6}}{d_e^{0.4}} \quad 1,000 \leq 8,800 d_e v_a \leq 50,000 \quad (2.56)$$

$$h_c = 0.0239 \frac{K_{ha}}{d_e} \left(\frac{5,280 \rho_a v_a d_e}{\mu_a} \right)^{0.805} \quad 8,000 d_e v_a \geq 50,000 \quad (2.57)$$



Las propiedades físicas del aire requeridas en las ecuaciones 2.53-2.57 y su variación con la temperatura, han sido estudiadas por numerosos investigadores. Valores de estas propiedades fueron ajustados por mínimos cuadrados para obtener las siguientes ecuaciones en función de temperatura y presión atmosférica=14.7 [psia]:

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

$$K_{ha} = 0.01328 + 2.471 \times 10^{-5}T - 4.247 \times 10^{-9}T^2 \quad (2.58)$$

$$\mu_a = 0.04 + 6.155 \times 10^{-5}T - 1.22 \times 10^{-8}T^2 \quad (2.59)$$

$$C_{pa} = 0.2381 + 1.39 \times 10^{-5}T + 1.027 \times 10^{-8}T^2 \quad (2.60)$$

$$\rho_a = 8.55865 \times 10^{-2} - 1.5531 \times 10^{-4}T + 1.65602 \times 10^{-7}T^2 - 6.92225 \times 10^{-11}T^3 \quad (2.61)$$

También puede calcularse con

$$\rho_a = 0.0771 - 8.848 \times 10^{-5}T - 3.744 \times 10^{-8}T^2 \quad (2.62)$$

$$\beta_a = 2.15844 \times 10^{-3} - 3.89367 \times 10^{-6}T + 4.12773 \times 10^{-9}T^2 - 1.71867 \times 10^{-12}T^3 \quad (2.63)$$

También puede calcularse con

$$\beta_a = 0.0024 - 0.757 \times 10^{-5}T + 0.169 \times 10^{-7}T^2 - 0.148 \times 10^{-10}T^3 \quad (2.64)$$

Las propiedades físicas del aire presentadas en las ecuaciones anteriores deben calcularse a la temperatura promedio:

$$T = T_{avg} = \frac{(T_{surf} + T_a)}{2} [^{\circ}F] \quad (2.65)$$

donde

T_{avg} = Temperatura promedio [$^{\circ}F$]

T_{surf} = Temperatura de la superficie externa del aislante [$^{\circ}F$]

T_a = Temperatura del medio ambiente [$^{\circ}F$]

La tabla 2.4 presenta los valores típicos de estas propiedades a presión atmosférica.

Crerios de optimización de los procesos de inyección de vapor

<i>Temperatura (°F)</i>	<i>Conductividad Térmica $\left(\frac{BTU}{hr - pie - °F}\right)$</i>	<i>Densidad $\left(\frac{lb}{pie^3}\right)$</i>	<i>Viscosidad $\left(\frac{lb}{pie - hr}\right)$</i>	<i>Calor Específico $\left(\frac{BTU}{lb - °F}\right)$</i>	<i>Coficiente de Expansión $\left(\frac{1}{°F}\right)$</i>
0.0	0.0132800	0.0855865	0.0400000	0.2382000	0.0021584
20.0	0.0137725	0.0825460	0.0412261	0.2384871	0.0020822
40.0	0.0142616	0.0796346	0.0424425	0.2387724	0.0020092
60.0	0.0147473	0.0768491	0.0436491	0.2390710	0.0019393
80.0	0.0152296	0.0741861	0.0448459	0.2393777	0.0018725
100.0	0.0157085	0.0716423	0.0460330	0.2396927	0.0018086
120.0	0.0161840	0.0692144	0.0472103	0.2400159	0.0017477
140.0	0.0166562	0.0668990	0.0483779	0.2403473	0.0016895
160.0	0.0171249	0.0646928	0.0495357	0.2406869	0.0016341
180.0	0.0175902	0.0625925	0.0506837	0.2410348	0.0015813
200.0	0.0180521	0.6059480	0.0518220	0.2413908	0.0015311
220.0	0.0185106	0.0586964	0.0529505	0.2417551	0.0014833
240.0	0.0189658	0.0568938	0.0540693	0.2421226	0.0014380
260.0	0.0194175	0.0551839	0.0551783	0.2425083	0.0013949
280.0	0.0198658	0.0535633	0.0562775	0.2428977	0.0013541
300.0	0.0203108	0.0520287	0.0573670	0.2432943	0.0013155
320.0	0.0207523	0.0505767	0.0584467	0.2436997	0.0012789
340.0	0.0211904	0.0492040	0.0595162	0.2441132	0.0012442
360.0	0.0216757	0.0479073	0.0605769	0.2445350	0.0012115
380.0	0.0220565	0.0466833	0.0616272	0.2449650	0.0011806
400.0	0.0224845	0.0455286	0.0626680	0.2454032	0.0011515
420.0	0.0229090	0.0444399	0.0636989	0.2458496	0.0011239
440.0	0.0233302	0.0434140	0.0647201	0.2463043	0.0010980
460.0	0.0237479	0.0424474	0.0657315	0.2467671	0.0010735
480.0	0.0241623	0.0415369	0.0667331	0.2472382	0.0010505
500.0	0.0245733	0.0406792	0.0377250	0.2477175	0.0010288
520.0	0.0249808	0.0398708	0.0687071	0.2482050	0.0010083
540.0	0.0253850	0.0391086	0.0696795	0.2487007	0.0009889
560.0	0.0257857	0.0383891	0.0706421	0.2492047	0.0009707
580.0	0.0261831	0.0377091	0.0715949	0.2497168	0.0009534
600.0	0.0265771	0.0370652	0.0725380	0.2502372	0.0009370
620.0	0.0269677	0.0364540	0.0734713	0.2507658	0.0009215
640.0	0.0273548	0.0358724	0.0743949	0.2513026	0.0009067
660.0	0.0277386	0.0353769	0.0753087	0.2518476	0.0008926
680.0	0.0281190	0.0348843	0.0762127	0.2524009	0.0008791
700.0	0.0284960	0.0344212	0.0771070	0.2529623	0.0008660
720.0	0.0288696	0.0339742	0.0779915	0.2535320	0.0008534
740.0	0.0292397	0.0335290	0.0788663	0.2541099	0.0008411
760.0	0.0296065	0.0331156	0.0797313	0.2546960	0.0008291
780.0	0.0299699	0.0327347	0.0805865	0.2552903	0.0008172
800.0	0.0303299	0.0323819	0.0814320	0.2558928	0.0008054
820.0	0.0306865	0.0320416	0.0822677	0.2565036	0.0007936
840.0	0.0310397	0.0317146	0.0830937	0.2571225	0.0007817
860.0	0.0313895	0.0314000	0.0839099	0.2577497	0.0007697
880.0	0.0317359	0.0310987	0.0847163	0.2583851	0.0007574
900.0	0.0320789	0.0308119	0.0855130	0.2590287	0.0007448
920.0	0.0324185	0.0305340	0.0862999	0.2596805	0.0007318
940.0	0.0327548	0.0302659	0.0870771	0.2603406	0.0007182
960.0	0.0330860	0.0300114	0.0878445	0.2610088	0.0007042
980.0	0.0334170	0.0297702	0.0886021	0.2616853	0.0006894
1000.0	0.0337430	0.0295416	0.0893500	0.2623700	0.0006739

Tabla 2.4 Propiedades físicas del aire a 1 [atm] (14.7 [psia])

2.5.1 PROCEDIMIENTO DE CÁLCULO PARA PÉRDIDAS DE CALOR

Dado que para calcular h_c y h_r , se requiere conocer la temperatura exterior de la superficie, T_{surf} , el procedimiento para calcular (h_c+h_r) y por lo tanto U , es un proceso de ensayo y error, el cual puede efectuarse matemáticamente o gráficamente.

a) Procedimiento matemático

1. Suponer un valor T_{surf} y calcular h_c y h_r , mediante las ecuaciones 2.53 si no hay viento ó las ecuaciones 2.55, 2.56 ó 2.57 si hay viento.
2. Calcular el valor de U_{tins} mediante la ecuación 2.50. Dado el valor de h_f para vapor y agua caliente, su contribución es poca, por lo cual para propósitos prácticos, puede despreciarse. Similarmente, el término que contiene K_{hs} contribuye poco ya que el valor K_{hs} (acero) es aproximadamente $26 \left[\frac{BTU}{hr-pie-^{\circ}F} \right]$.
3. Calcular Q mediante la ecuación 2.49.
4. Dado que Q es constante, se puede escribir:

$$Q = AU^*(T_s - T_{surf}) \tag{2.66}$$

donde U^* es coeficiente de transferencia de calor total hasta la superficie exterior, o sea, excluyendo h_c y h_r , y A el área de la superficie exterior. Luego, T_{surf} puede calcularse por;

$$T_{surf} = T_s - \frac{Q}{AU^*} \tag{2.67}$$

Siendo

$$U^* = \frac{K_{hins}}{r_{ins} \ln \left(\frac{r_{ins}}{r_{to}} \right)} \tag{2.68}$$

5. Comparar el valor de T_{surf} calculado con el supuesto en 1. Si no son iguales dentro de una tolerancia de aproximación (0.1), repetir desde el paso 1, utilizando el T_{surf} calculado como el nuevo valor supuesto.

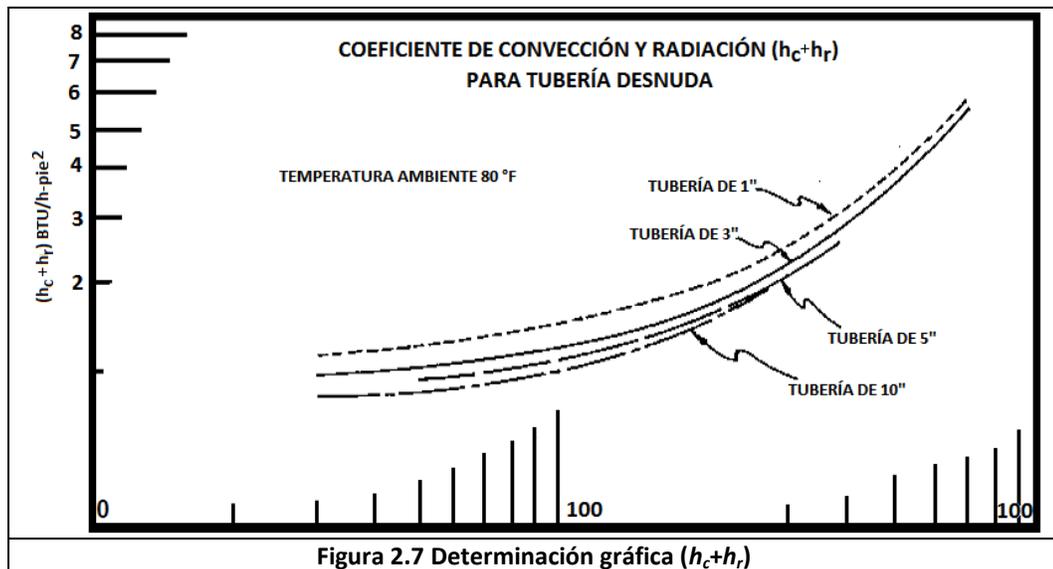
En el caso de tubería desnuda (sin aislante) el procedimiento indicado se simplifica por la siguiente razón: al suponer despreciables el primero y el segundo término de la ecuación 2.46, se está suponiendo implícitamente que la temperatura de la superficie exterior, T_{surf} , es igual a la temperatura del fluido dentro de la línea, T_s , y por lo tanto, se puede calcular U y desde

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

luego Q , directamente sin necesidad del proceso de ensayo y error. Normalmente, se acostumbra expresar el gasto de pérdidas de calor como q en $\left[\frac{BTU}{hr-pie}\right]$ de longitud de tubería.

b) Procedimiento gráfico

Es esencialmente el mismo procedimiento matemático (tubería desnuda), sólo que los coeficientes de transmisión de calor por convección y radiación (h_c+h_r) se calculan en función de las temperaturas del aislante y el medio ambiente ($T_{surf}-T_a$) mediante la gráfica presentada en la figura 2.7. Los valores de (h_c+h_r) en esta gráfica son limitados a convección libre y temperatura ambiente de 80[°F].

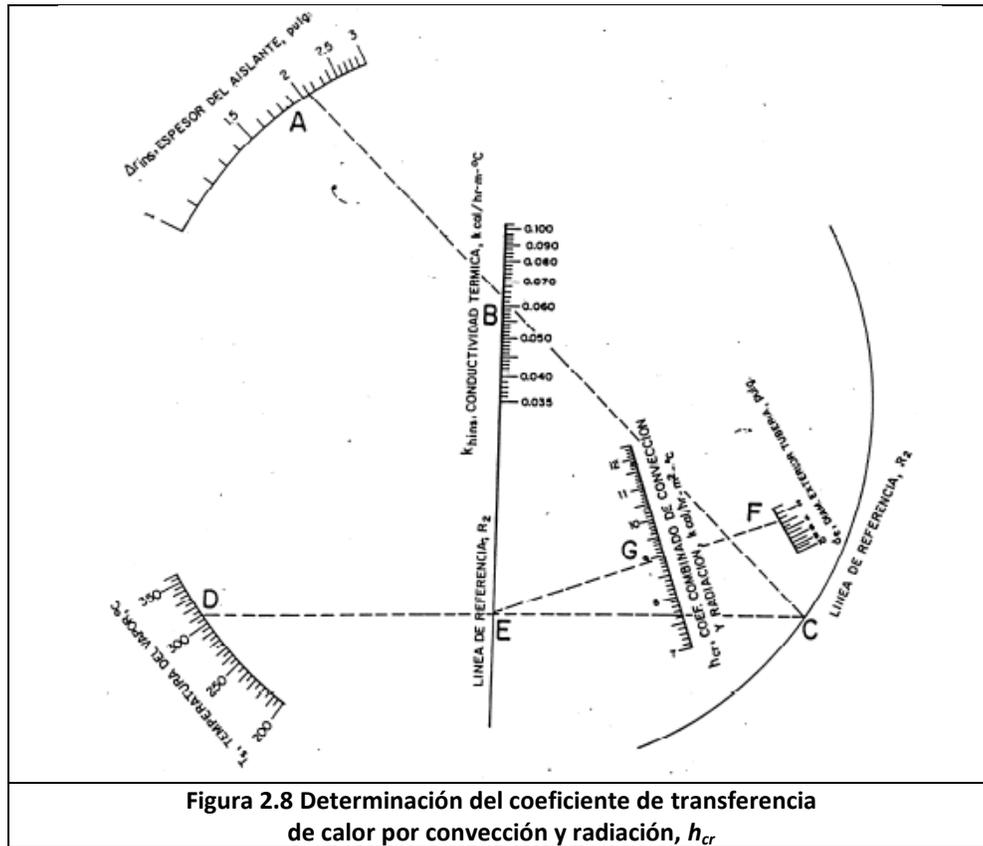


Además de los procedimientos descritos, existen nomogramas que permiten estimar las pérdidas de calor en líneas de superficie, con bastante precisión y rapidez. Dos de ellos son los siguientes:

1. Líneas con aislante

Consiste en utilizar las figuras 2.8 y 2.9, está limitado para temperatura ambiente de 80 [°F] y velocidad de viento despreciable ($<10 \left[\frac{millas}{hr}\right]$). El procedimiento para usar estas figuras es el siguiente: en la Figura 2.8, unir A con B mediante una recta y prolongar hasta la línea de referencia R_1 , punto C . Unir C con D para interceptar la línea R_2 en E . Finalmente unir E con F para determinar G , en el cual se lee el valor $h_{cr} = h_c+h_r$.

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor



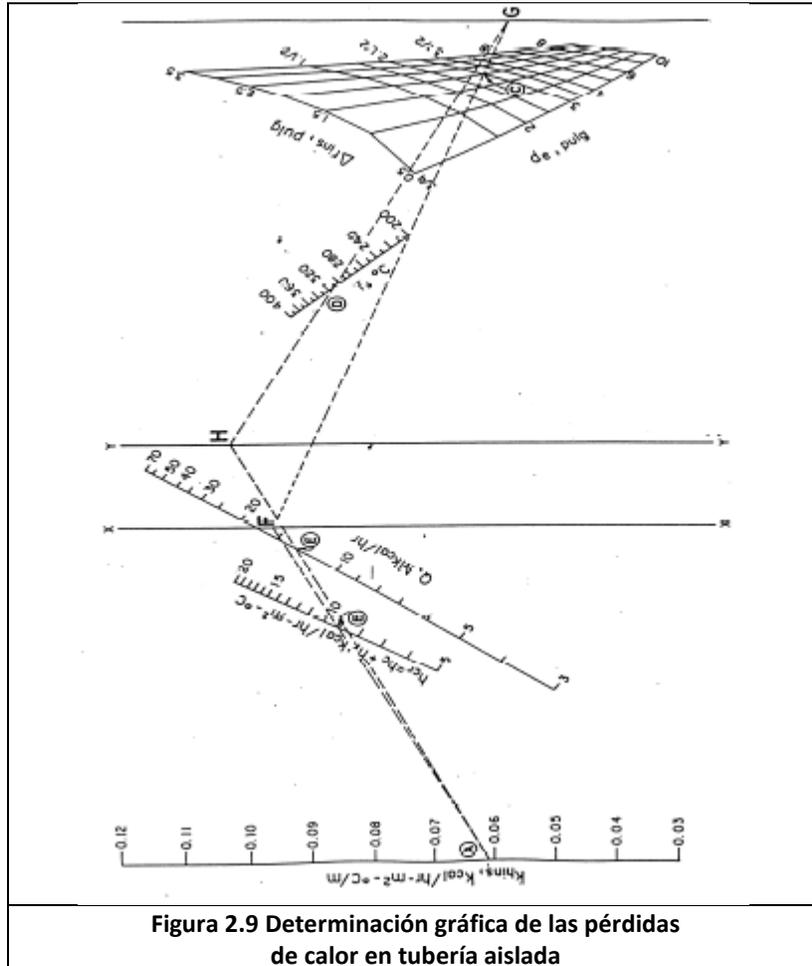
Una vez obtenido h_{cr} de la figura 2.8 se procede a determinar las pérdidas de calor, a partir de la figura 2.9. El procedimiento a seguir consiste en unir A con B (K_{hins} con Δr_{ins}) y prolongar hasta la línea de referencia X. La intercepción con X se une con el punto C, definido por de y Δr_{ins} y se prolonga la recta hasta interceptar la línea de referencia Y. El punto de corte en Y se une con A y finalmente se obtiene E de donde se lee el valor de las pérdidas $Q \left[\frac{Mkcal}{hr} \right]$ en 100 metros. Téngase en cuenta la conversión de unidades al usar este monograma.

$$K_h \left(\frac{kcal}{hr - m - ^\circ C} \right) = 1.488 K_h \left(\frac{BTU}{hr - pie - ^\circ F} \right)$$

$$T_s(^{\circ}C) = (T_s^{\circ}F - 32) \frac{5}{9}$$

$$q \left(\frac{BTU}{hr - pie} \right) = 12.0946 \times Q \left(\frac{Mkcal}{hr - 100m} \right)$$

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

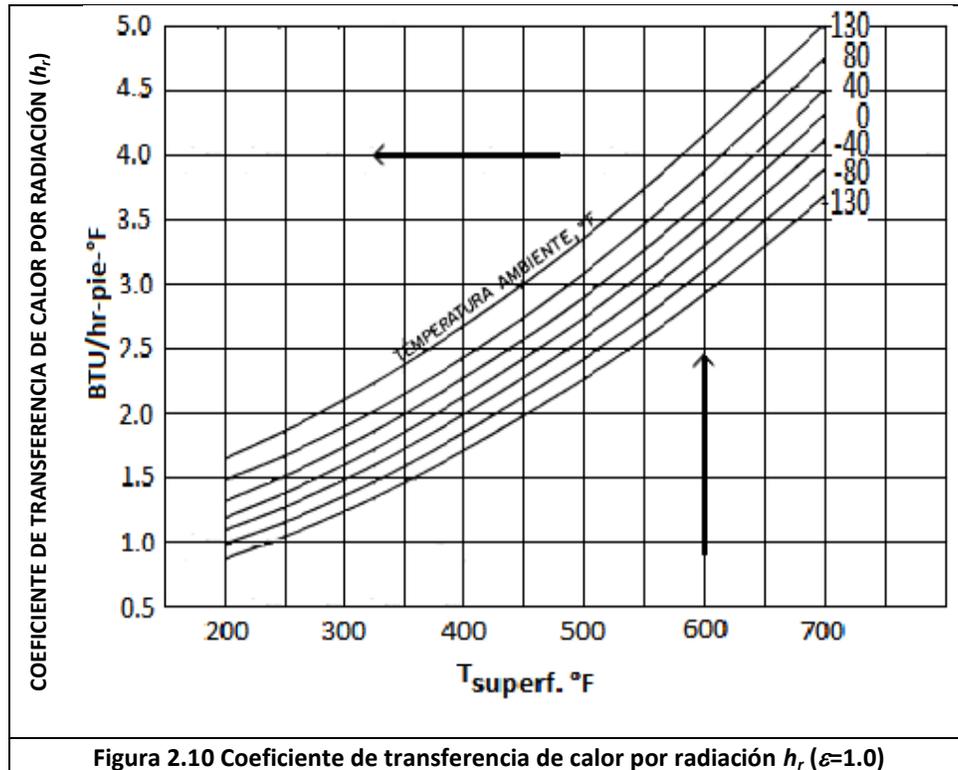


2. Para líneas desnudas

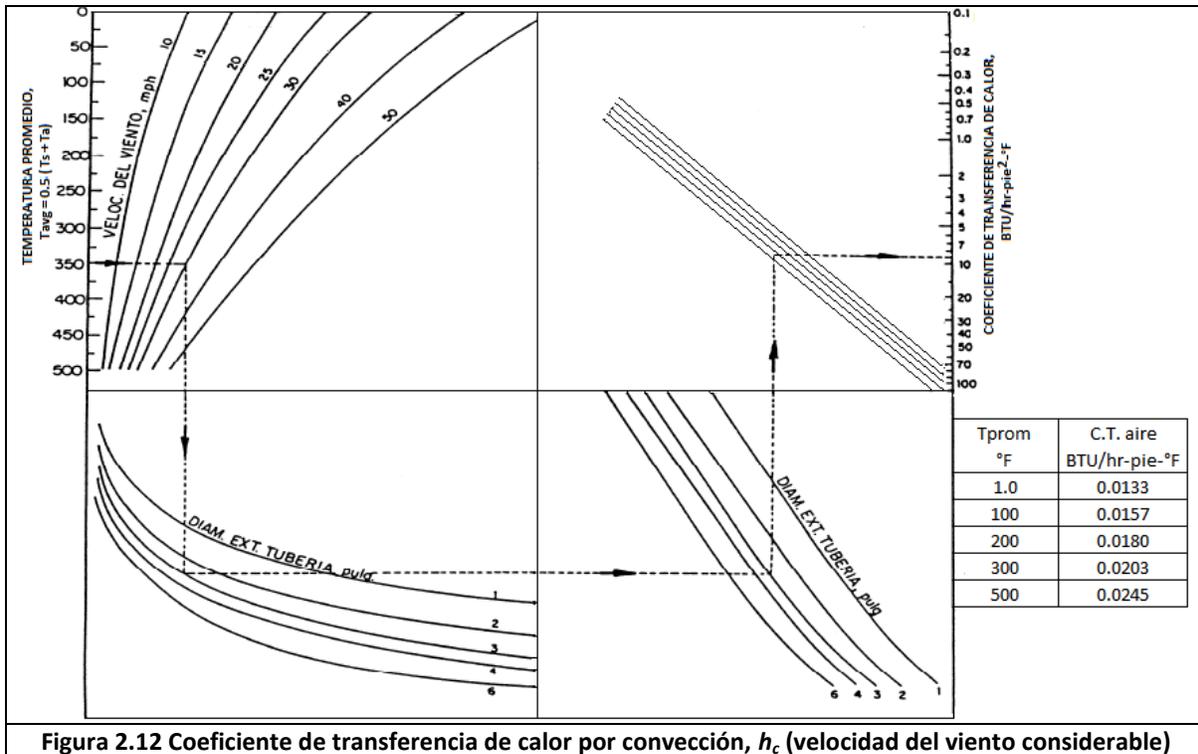
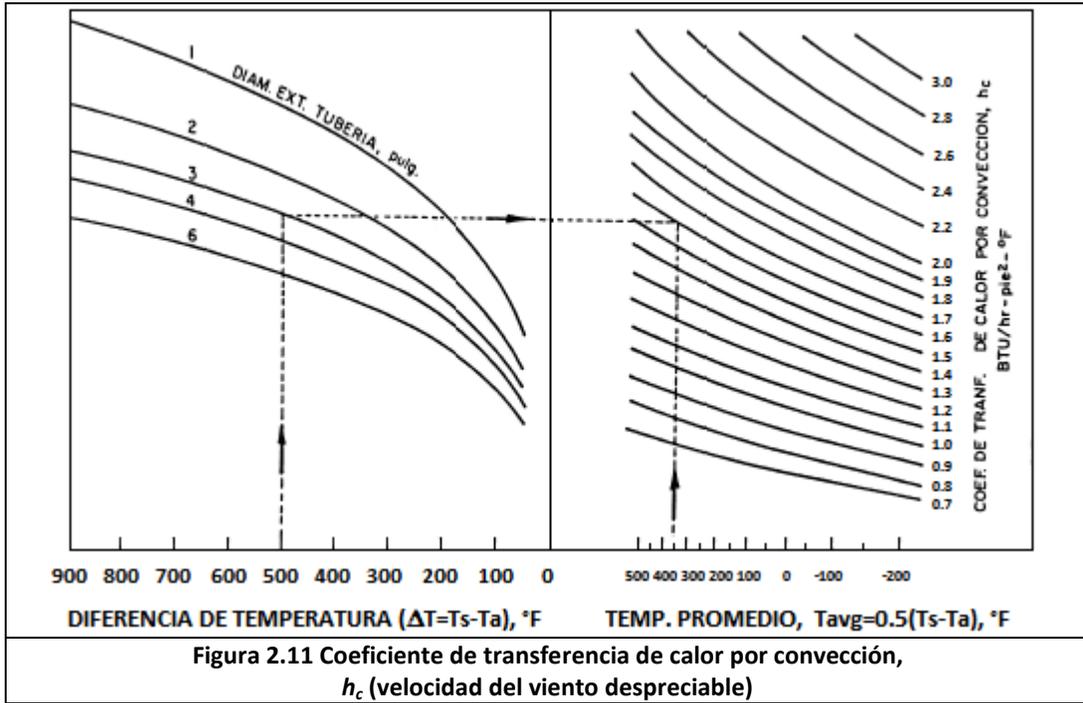
Consiste en utilizar las figuras 2.10, 2.11, 2.12 y 2.13, considera la influencia de la temperatura del ambiente y de la velocidad del viento. El uso de estas figuras es relativamente fácil y está indicado en las mismas mediante flechas.

La figura 2.10, permite hallar el coeficiente de transmisión de calor por radiación, h_r , para emisividad igual a la unidad. Para otros valores de emisividad, el valor correcto de h_r se obtiene multiplicando el obtenido de la figura 2.10 por el valor de emisividad correspondiente. La figura 2.11 permite hallar h_c para el caso de velocidad del viento despreciable (<10 millas/h), y la figura 2.12 incluye el efecto de la velocidad del viento. La figura 2.13 permite determinar las pérdidas de calor por unidad de longitud de tubería una vez obtenidos los coeficientes de transmisión de calor por convección y radiación, h_c y h_r , respectivamente.

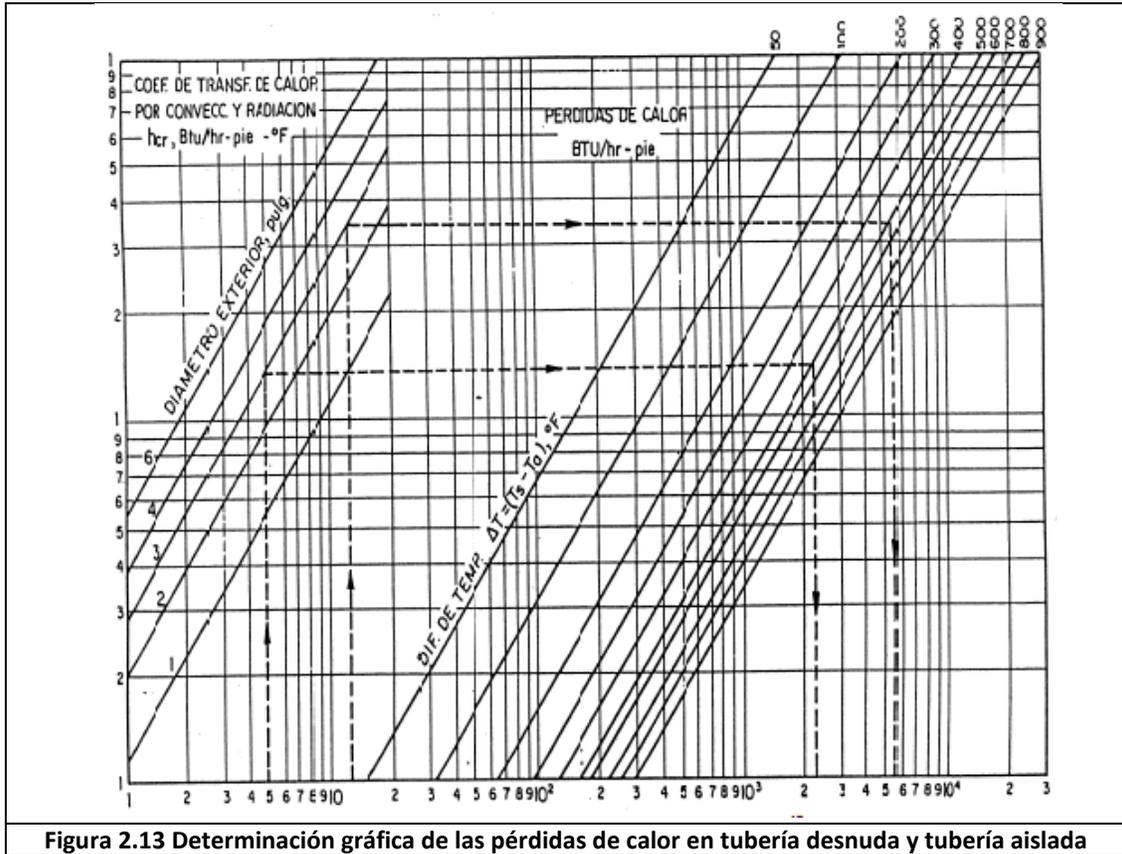
Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor



Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor



Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor



2.6 CALIDAD DEL VAPOR EN EL CABEZAL DEL POZO

Disponiendo de la calidad del vapor a la salida del generador, X_{gen} ; el gasto de pérdidas de calor por unidad de longitud q , el gasto de flujo de vapor, w , y la longitud de la tubería, L se puede determinar la calidad del vapor en el cabezal del pozo, $X_{st,wh}$, mediante el siguiente balance de calor:

$$\begin{aligned} \text{Cantidad de calor a la salida del generador} &= \text{cantidad de calor en el cabezal del pozo} \\ &+ \text{pérdidas de calor en líneas de superficie} \end{aligned}$$

Lo cual puede expresarse en términos matemáticos, como sigue:

$$w(Hw + X_{st,gen}L_v) = w(Hw + X_{st,wh}L_v) + qL \quad (2.69)$$

donde

$$X_{st,wh} = X_{st,gen} - \frac{qL}{wL_v} \quad (2.70)$$

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

Siendo

Q = Gasto de pérdidas de calor $\left[\frac{BTU}{hr}\right]$

L = Longitud de la tubería [pie]

w = Gasto de flujo de vapor $\left[\frac{lb}{hr}\right]$

L_v = Calor latente de vaporización $\left[\frac{BTU}{lb}\right]$

$X_{st,gen}$ = Calidad del vapor en la salida del generador [fracción]

$X_{st,wh}$ = Calidad del vapor en la cabeza del pozo [fracción]

El balance expresado por la ecuación (2.69) implica que no existe caída de presión en la tubería o mejor dicho que es despreciable. En el caso de existir caídas de presión considerables, la temperatura a la salida del generador y en el cabezal del pozo son diferentes y por lo tanto la entalpia del agua saturada, H_w , y el calor latente de vaporización, L_v .

La forma rigurosa de considerar la caída de presión por fricción y las pérdidas de calor, es resolver simultáneamente las ecuaciones de energía total y energía mecánica.

2.7 CAÍDA DE PRESIÓN EN LÍNEAS DE SUPERFICIE

Las pérdidas de presión debido a fricción en una línea de vapor de longitud L , pie, diámetro interno d_{ti} , pie, y transportando vapor a un gasto w , $\left[\frac{lb}{hr}\right]$, está dada por:

$$\Delta p = 1.35231 \times 10^{-11} \frac{f L V_{ws} w^2}{d_{ti}^5} \quad (2.71)$$

donde

Δp = Caída de presión [psi]

V_{ws} = Volumen específico del vapor húmedo y saturado $\left[\frac{pie^3}{lb}\right]$

f = Factor de fricción, adimensional

Ó si se expresa w en $\left[\frac{ton}{D}\right]$,

$$\Delta p = 2.82753 \times 10^{-2} \frac{f L V_{ws} w^2}{d_{ti}^5} \quad (2.72)$$

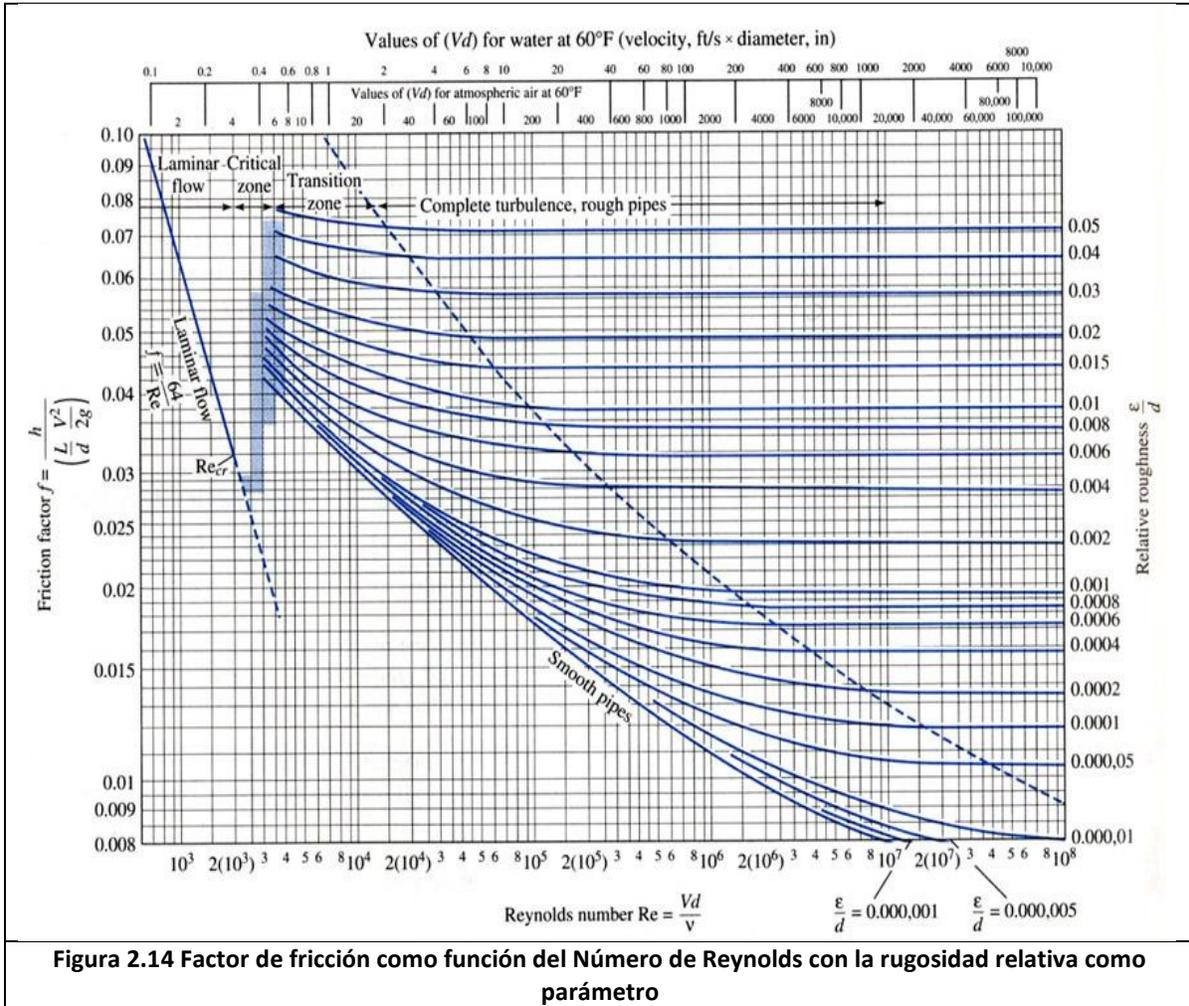
El factor de fricción f , puede obtenerse de la figura 2.14 (Diagrama de Moody) ó mediante la ecuación dada por Colebrooke-White:

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = -4 \log \left[\frac{\epsilon}{3.7065} + \frac{1.2613}{R_e \sqrt{f}} \right] \quad (2.73)$$

donde

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

ε = Rugosidad absoluta [pie] ($\varepsilon = 1.5 \times 10^{-4}$ [pie] para tuberías de acero ordinario y $\varepsilon = 5.0 \times 10^{-6}$ [pie] para tuberías lisas o suaves)



R_e = Número de Reynolds, adimensional, dador por:

$$R_e = 0.5264166 \frac{w}{\mu_{ws} d_{ti}} \quad (2.74)$$

donde

μ_{ws} = Viscosidad del vapor húmedo y saturado [cp]

La ecuación 2.73 es implícita en \sqrt{f} y para resolverla hay que usar métodos numéricos. Se sugiere un método iterativo, donde el primer estimado es:

$$f = 0.316 R_e^{-0.25} \quad (2.75)$$

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

Una ecuación explícita para el factor de fricción, con exactitud similar a la de Colebrook-White es la de Chen:

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = -4 \log \left\{ \frac{\varepsilon}{3.7065} - \frac{5.0452}{R_e} \log \left[\frac{\varepsilon^{1.1098}}{2.8257} + \left(\frac{7.149}{R_e} \right)^{0.8981} \right] \right\} \quad (2.76)$$

2.8 PÉRDIDAS DE CALOR EN EL POZO

El último punto de pérdidas de calor en un sistema de líneas de inyección, se encuentra en el pozo. Los principales factores que afectan las pérdidas de calor en el pozo son:

- 1) El tiempo de inyección
- 2) El gasto de inyección
- 3) La profundidad del pozo
- 4) La presión de inyección en el caso de vapor saturado, y la presión y temperatura de inyección en el caso de vapor sobrecalentado.

Existen varios procedimientos para calcular las pérdidas de calor en un pozo de inyección, la mayoría de los cuales se basan en las siguientes suposiciones.

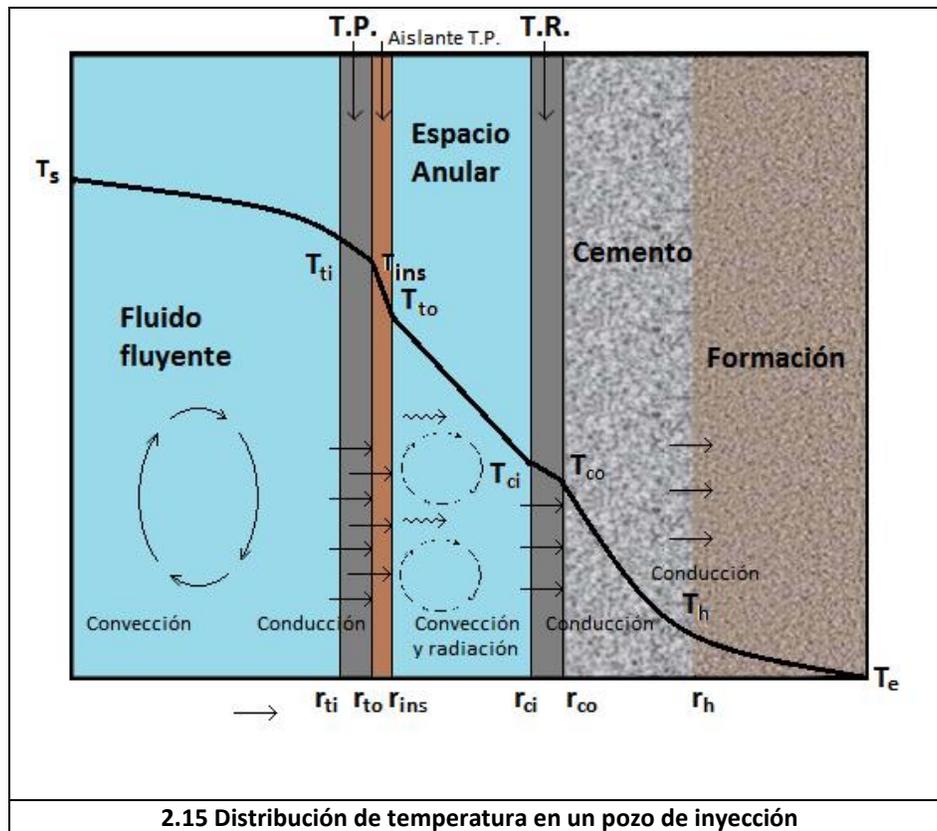
- a) El vapor se inyecta por la tubería de producción o inyección a temperatura, presión, gasto y calidad constantes.
- b) El espacio anular se considera lleno de aire a baja presión.
- c) La transferencia de calor en el pozo se realiza bajo condiciones de flujo continuo, mientras que la transferencia de calor en la formación es por conducción radial en flujo no continuo.
- d) Dentro de la tubería de inyección, los cambios de energía cinética así como cualquier variación en la presión del vapor debido a efectos hidrostáticos y a pérdidas por fricción son despreciables.
- e) Se desprecia la variación de la conductividad y difusividad térmica de la formación con la profundidad.

2.8.1 MÉTODO DE WILLHITE¹⁴

De los métodos o procedimientos basados en las suposiciones anteriores, el método de Willhite¹⁴ es posiblemente el más riguroso y de más fácil aplicación. Éste se fundamenta en el uso de un coeficiente de transferencia de calor total para un sistema formado por un espacio anular, tuberías de inyección y de revestimiento, cemento y aislante en caso que exista. Este sistema se ilustra en la figura 2.15. Basado en este sistema, Willhite¹⁴ desarrolló expresiones para estimar el coeficiente de calor total. Estas expresiones son:

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

$$U_{to} = \left[\frac{r_{to}}{r_{ti} h_f} + \frac{r_{to} \ln \left(\frac{r_{to}}{r_{ti}} \right)}{k_{hs}} + \frac{1}{(h_c + h_r)} + \frac{r_{to} \ln \left(\frac{r_{co}}{r_{ci}} \right)}{k_{hs}} + \frac{r_{to} \ln \left(\frac{r_h}{r_{co}} \right)}{k_{h\text{cemento}}} \right]^{-1} \quad (2.77)$$



Para el caso de tubería de inyección aislada con un aislante de espesor Δr_{ins} [pulg] y conductividad térmica K_{hins} $\left[\frac{BTU}{hr-pie-^{\circ}F} \right]$.

$$U_{to} = \left[\frac{r_{to}}{r_{ti} h_f} + \frac{r_{to} \ln \left(\frac{r_{to}}{r_{ti}} \right)}{k_{hs}} + \frac{r_{to} \ln \left(\frac{r_{ins}}{r_{to}} \right)}{k_{hins}} + \frac{r_{to}}{r_{ins} (h'_c + h'_r)} + \frac{r_{to} \ln \left(\frac{r_{co}}{r_{ci}} \right)}{k_{hs}} + \frac{r_{to} \ln \left(\frac{r_h}{r_{co}} \right)}{k_{h\text{cem}}} \right]^{-1} \quad (2.78)$$

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

En estos casos, el espacio anular se consideró lleno de aire y se ha utilizado el área exterior de la tubería de inyección ($2\pi r_{to}\Delta L$) como área característica.

Las expresiones de U_{to} dadas por las ecuaciones (2.77) y (2.78), fueron desarrolladas considerando los siguientes mecanismos de transferencia de calor: convección forzada desde el vapor hacia la superficie interna de la tubería de inyección, conducción a través de las paredes de la tubería de inyección y de revestimiento, del aislante y del cemento, y convección libre y radiación en el espacio anular.

Los términos usados en las ecuaciones (2.77) y (2.78) son definidos como sigue:

- r_{ti} = Radio interno de la tubería de inyección [pie]
- r_{to} = Radio externo de la tubería de inyección [pie]
- r_{ins} = Radio externo del aislante [pie]
- r_{ci} = Radio interno de la tubería de revestimiento [pie]
- r_{co} = Radio externo de la tubería de revestimiento [pie]
- r_h = Radio del agujero [pie]
- K_{hins} = Conductividad térmica del aislante $\left[\frac{BTU}{hr-pie-\text{°F}} \right]$
- K_{hs} = Conductividad térmica del material (acero) del cual está construida la línea $\left[\frac{BTU}{hr-pie-\text{°F}} \right]$
- K_{hcem} = Conductividad térmica del cemento $\left[\frac{BTU}{hr-pie-\text{°F}} \right]$
- h_f = Coeficiente de película ("film coefficient") de transferencia de calor o coeficiente de condensación entre el fluido fluyendo y la superficie interna de la tubería de inyección $\frac{BTU}{hr-pie^2-\text{°F}}$
- h_r = Coeficiente de transferencia de calor por radiación entre la superficie externa de la tubería de inyección y la interna de revestimiento $\frac{BTU}{hr-pie^2-\text{°F}}$
- h_c = Coeficiente de transferencia de calor por convección natural entre la superficie externa de la tubería de inyección y la interna de revestimiento $\frac{BTU}{hr-pie^2-\text{°F}}$
- h_r' = Coeficiente de transferencia de calor por radiación entre la superficie externa del aislante y la interna de revestimiento $\frac{BTU}{hr-pie^2-\text{°F}}$
- h_c' = Coeficiente de transferencia de calor por convección natural entre la superficie externa del aislante y la interna de revestimiento $\frac{BTU}{hr-pie^2-\text{°F}}$

Al igual que en líneas de superficie, los términos conteniendo h_f y K_{hs} , pueden despreciarse de las ecuaciones (2.77) y (2.78), lo cual implica suponer que $T_s \cong T_{ti}$ y que $T_{ci} \cong T_{co}$ respectivamente.

Los coeficientes de transferencia de calor por radiación h_r y h_r' se evalúan de acuerdo a la ecuación de Stefan-Boltzmann^{9,10}.

$$h_r = \sigma \varepsilon (T_{to}'^2 + T_{ci}'^2) (T_{to}' + T_{ci}') \quad (2.79)$$

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

donde ε es el factor de forma (o factor de vista), el cual depende de la geometría de los cuerpos y que relaciona la radiación emitida por un cuerpo, que es interceptada por el otro, y está dada por:

$$\varepsilon = \left[\frac{1}{\varepsilon_{to}} + \frac{r_{to}}{r_{ci}} \left(\frac{1}{\varepsilon_{ci}} - 1 \right) \right]^{-1} \quad (2.80)$$

donde ε_{to} y ε_{ci} son las emisividades de la superficie externa de la tubería de inyección y de la tubería de revestimiento.

Por otro lado, si la tubería de inyección está recubierta de aislante,

$$h'_r = \sigma \varepsilon (T'^2_{ins} + T'^2_{ci}) (T'_{ins} + T'_{ci}) \quad (2.81)$$

donde

$$\varepsilon = \left[\frac{1}{\varepsilon_{ins}} + \frac{r_{ins}}{r_{ci}} \left(\frac{1}{\varepsilon_{ci}} - 1 \right) \right]^{-1} \quad (2.82)$$

donde, ε_{ins} se refiere a la emisividad de la superficie externa del aislante.

Como en el caso de las líneas de superficie, $\varepsilon=0$ para superficies reflectantes y $\varepsilon=1$ para superficies oscuras ("black body"). En el caso de que el espacio anular contenga un líquido, el valor de ε será igual a cero.

Los coeficientes de transferencia de calor por convección natural con y sin aislante (h_c y h'_c) se pueden evaluar de acuerdo a valores experimentales correlacionados mediante análisis dimensional. Las ecuaciones desarrolladas para su evaluación son las siguientes:

$$h_c = \frac{0.049 K_{han} (G_r P_r)^{0.333} (P_r)^{0.074}}{r_{to} \ln \left(\frac{r_{ci}}{r_{to}} \right)} \quad (2.83)$$

Con

$$G_r = \left[\frac{(r_{ci} - r_{to})^3 g \rho_{an}^2 \beta_{an} (t_{to} - t_{ci})}{\mu_{an}^2} \right] \quad (2.84)$$

Y

$$P_r = \frac{c_{pan} \mu_{an}}{K_{han}} \quad (2.85)$$

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

Y con aislante

$$h'_c = \frac{0.049K_{han}(G_r P_r)^{0.333}(P_r)^{0.074}}{r_{ins} \ln\left(\frac{r_{ci}}{r_{ins}}\right)} \quad (2.86)$$

Con

$$G_r = \left[\frac{(r_{ci} - r_{ins})^3 g \rho_{an}^2 \beta_{an} (t_{ins} - t_{ci})}{\mu_{an}^2} \right] \quad (2.87)$$

Y

$$P_r = \frac{c_{pan} \mu_{an}}{K_{han}} \quad (2.88)$$

donde

K_{han} = Conductividad térmica del fluido en el espacio anular, a temperatura y presión promedio del fluido en el espacio anular $\left[\frac{BTU}{hr-pie-^{\circ}F} \right]$

μ_{an} = Viscosidad del fluido en el espacio anular, a temperatura y presión promedio del fluido en el espacio anular $\left[\frac{lb}{pie-hr} \right]$

β_{an} = Coeficiente de expansión térmica del fluido en el espacio anular, a temperatura y presión promedio en el espacio anular $[^{\circ}F^{-1}]$

ρ_{an} = Densidad del fluido en el espacio anular, a temperatura y presión promedio del fluido en el espacio anular $\left[\frac{lb}{pie^3} \right]$

c_{pan} = Calor específico del fluido en el espacio anular, a temperatura y presión promedio en el espacio anular $\left[\frac{BTU}{lb-^{\circ}F} \right]$

g = Constante de gravedad, $4.17 \times 10^8 \left[\frac{pie^2}{hr} \right]$

Una vez evaluado el coeficiente de transferencia de calor total U_{to} , el gasto de transferencia de calor $Q \left[\frac{BTU}{hr} \right]$ desde el interior de la tubería de inyección hasta la interfase cemento-formación, puede evaluarse mediante:

$$Q = 2\pi r_{to} U_{to} (T_s - T_h) \Delta L \quad (2.89)$$

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

En vista de que el valor de la temperatura en el agujero, T_h , es desconocido, es necesario considerar la transferencia de calor hacia la formación, para así relacionarla con la temperatura original de la formación, T_e ; es decir, en una zona alejada del pozo. Dado que la transferencia de calor desde la interfase cemento-formación a la formación se realiza bajo condiciones de flujo continuo, se hace necesario resolver la ecuación de difusión:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2.90)$$

A fin de determinar la distribución de temperatura.

Ramey¹⁵ resolvió la ecuación (2.90) para obtener la distribución de la temperatura en función de r (distancia radial del pozo) y t (tiempo de inyección). Una vez sustituida esta solución, la ecuación para calcular la transferencia de calor entre la interfase cemento-formación y la formación es la siguiente:

$$Q = \frac{2\pi K_{he}(T_h - T_c)\Delta L}{f(t)} \quad (2.91)$$

donde

T_e = Temperatura original de la formación [$^{\circ}F$]

K_{he} = Conductividad térmica de la formación $\left[\frac{BTU}{hr-pie-^{\circ}F}\right]$

$f(t)$ = Función transitoria de calor, adimensional

La función $f(t)$ puede ser obtenida de las soluciones para conducción de calor radial de un cilindro de longitud infinita. Tales soluciones son análogas a las soluciones transitorias de flujo de fluidos.

La figura 2.16 presenta la función $f(t)$ para un cilindro perdiendo calor a temperatura constante, para un flujo de calor constante a una línea fuente y para un cilindro perdiendo calor bajo la condición de contorno para radiación, Como puede observarse, las tres soluciones convergen a una misma línea ("línea fuente"). El tiempo de convergencia está en el orden de una semana ó más. Así, la solución de línea fuente para tiempos mayores de una semana está dada por:

$$f(t) = \ln \frac{2\sqrt{\alpha t}}{r_h} - 0.29 \quad (2.92)$$

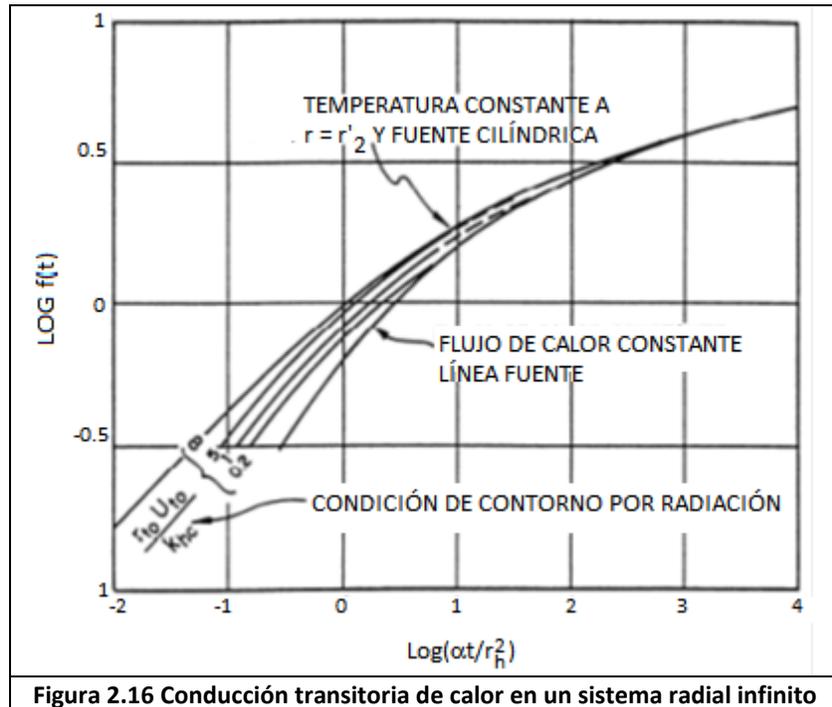
donde

α = Difusividad térmica de la formación $\left[\frac{pie^2}{hr}\right]$

t = Tiempo de inyección [hr]

r_h = Radio del agujero [pie]

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor



Para tiempos menores de una semana, valores de la función $f(t)$ pueden ser obtenidos de la Tabla 2.5.

$\frac{r_{to} U_{to}}{k_a}$ $\frac{\alpha t}{r_A^2}$	0.01	0.02	0.05	0.10	0.20	0.50	1.00	2.00	5.00	10.0	20.0	50.0	100.0	∞
0.1	0.313	0.313	0.314	0.316	0.318	0.323	0.330	0.345	0.373	0.396	0.417	0.433	0.438	0.445
0.2	0.423	0.423	0.424	0.427	0.430	0.439	0.452	0.473	0.511	0.538	0.568	0.572	0.578	0.588
0.5	0.616	0.617	0.619	0.623	0.629	0.644	0.666	0.698	0.745	0.772	0.790	0.802	0.806	0.811
1.0	0.802	0.803	0.806	0.811	0.820	0.842	0.872	0.910	0.958	0.984	1.000	1.010	1.010	1.020
2.0	1.020	1.020	1.030	1.040	1.050	1.080	1.110	1.150	1.200	1.220	1.240	1.240	1.250	1.250
5.0	1.360	1.370	1.370	1.380	1.400	1.440	1.480	1.520	1.560	1.570	1.580	1.590	1.590	1.590
10.0	1.650	1.660	1.660	1.670	1.690	1.730	1.770	1.810	1.840	1.860	1.860	1.870	1.870	1.880
20.0	1.960	1.970	1.970	1.990	2.000	2.050	2.090	2.120	2.150	2.160	2.160	2.170	2.170	2.170
50.0	2.390	2.390	2.400	2.420	2.440	2.480	2.510	2.540	2.560	2.570	2.570	2.570	2.580	2.530
100.0	2.730	2.730	2.740	2.750	2.770	2.810	2.840	2.860	2.880	2.890	2.890	2.890	2.890	2.900
Tabla 2.5 Función $f(t)$ para la condición de contorno por radiación														

PROCEDIMIENTO DE CÁLCULO

Dado que el valor del coeficiente de transferencia de calor en la superficie externa de la tubería, U_{to} , se encuentra en función del coeficiente de transferencia de calor por radiación, h_r , del coeficiente de transferencia de calor por radiación entre la superficie externa del aislante y la interna de revestimiento, h'_r , el coeficiente de transferencia de calor por convección, h_c , y el coeficiente de transferencia de calor por convección natural entre la superficie externa del aislante y la interna de revestimiento; es decir, $U_{to}(h_r, h'_r, h_c, h'_c)$ depende de la temperatura de la superficie externa de la tubería, T_{to} , de la temperatura de la superficie interna del aislante, T_{ins} , y la temperatura de la superficie interna de la tubería de revestimiento, T_{ci} , las cuales no son conocidas; el procedimiento para evaluar U_{to} y luego Q es un proceso de ensayo y error diferente, de acuerdo a si existe o no aislante. A continuación se presentan ambos casos.

TUBERÍA DE INYECCIÓN SIN AISLANTE

En este caso, el procedimiento a utilizar es el siguiente:

Igualando las ecuaciones (2.89) y (2.91) y despejando T_h , se obtiene:

$$T_h = \frac{T_s f(t) + \frac{K_{he} T_e}{r_{to} U_{to}}}{f(t) + \frac{K_{he}}{r_{to} U_{to}}} \quad (2.93)$$

donde

T_h = Temperatura de la formación en contacto con el cemento [$^{\circ}F$]

T_s = Temperatura del fluido fluyendo en la tubería [$^{\circ}F$]

$f(t)$ = Función transitoria de calor, adimensional

K_{he} = Conductividad térmica de la formación $\left[\frac{BTU}{hr \cdot pie \cdot ^{\circ}F} \right]$

T_e = Temperatura original de la formación [$^{\circ}F$]

r_{to} = Radio externo de la tubería de inyección [pie]

U_{to} = Coeficiente de transferencia de calor en la superficie externa de la tubería $\left[\frac{BTU}{hr \cdot pie^2 \cdot ^{\circ}F} \right]$

La cual relaciona la temperatura de la formación en contacto con el cemento, T_h , con las temperaturas de la formación, T_e , y la temperatura de la superficie, T_s , temperaturas conocidas o estimables. En vista de que los coeficientes de transferencia de calor por radiación y convección, h_r y h_c , dependen de la temperatura de la superficie externa de la tubería de inyección, T_{to} , y de la

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

temperatura de la superficie interna de la tubería de inyección, T_{ci} , se hace necesario relacionar estas temperaturas con valores conocidos (T_s ó T_e) ó calculables (T_h).

Al considerar despreciable los términos que contienen al coeficiente de transferencia de calor por convección entre el fluido y la tubería, h_f , y la conductividad térmica del material, K_{hs} , se tiene que: $T_{ti} \cong T_{to} \cong T_s$ y que $T_{co} \cong T_{ci}$. El valor de la temperatura en la superficie externa de la tubería de revestimiento, T_{co} , se puede relacionar con la temperatura de la formación en contacto con el cemento, T_h , considerando la transferencia de calor a través del cemento, la cual está dada por:

$$Q = \frac{2\pi K_{hcem}(T_{co} - T_h)\Delta L}{\ln\left(\frac{r_h}{r_{co}}\right)} \quad (2.94)$$

donde

Q = Gasto de pérdidas de calor $\left[\frac{BTU}{hr}\right]$

K_{hcem} = Conductividad térmica del cemento $\left[\frac{BTU}{hr-pie-\circ F}\right]$

T_{co} = Temperatura de la superficie externa de la tubería de revestimiento [$\circ F$]

T_h = Temperatura de la formación en contacto con el cemento [$\circ F$]

L = Longitud de la tubería [pie]

r_h = Radio del agujero [pie]

r_{co} = Radio externo de la tubería de revestimiento [pie]

Igualando (2.89) con (2.94) se obtiene:

$$T_{co} = T_h + \frac{r_{to} U_{to} \ln\left(\frac{r_h}{r_{co}}\right)}{K_{hcem}} (T_s - T_h) \quad (2.95)$$

donde

T_{co} = Temperatura de la superficie externa de la tubería de revestimiento [$\circ F$]

T_h = Temperatura de la formación en contacto con el cemento [$\circ F$]

r_{to} = Radio externo de la tubería de inyección [pie]

U_{to} = Coeficiente de transferencia de calor en la superficie externa de la tubería

$$\left[\frac{BTU}{hr-pie^2-\circ F}\right]$$

r_h = Radio del agujero [pie]

r_{co} = Radio externo de la tubería de revestimiento [pie]

K_{hcem} = Conductividad térmica del cemento $\left[\frac{BTU}{hr-pie-\circ F}\right]$

T_s = Temperatura del fluido fluyendo a través de la tubería [$\circ F$]

T_h = Temperatura de la formación en contacto con el cemento [$\circ F$]

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

Luego, se sigue el procedimiento iterativo descrito a continuación:

1. Suponer un valor de temperatura en la superficie interna de la tubería de revestimiento, T_{ci} , y evaluar el coeficiente de calor por radiación, h_r , y el coeficiente de transferencia de calor por convección, h_c , puesto que la temperatura de la superficie interna de la tubería es aproximadamente igual a la temperatura de la superficie, $T_{ti} \cong T_s$. Calcular el coeficiente de transferencia de calor total, U_{to} , mediante la ecuación (2.77).
2. Una vez evaluado el coeficiente de transferencia de calor total, U_{to} , se calcula la temperatura de la formación en contacto con el cemento, T_h , mediante la ecuación (2.93), evaluando previamente la función transitoria de calor, $f(t)$, para el tiempo de interés.
3. Teniendo la temperatura de la formación en contacto con el cemento, T_h , se determina la temperatura externa de la tubería de revestimiento, T_{co} , de la ecuación (2.95) y por lo tanto la temperatura en la superficie interna de la tubería de revestimiento, T_{ci} , puesto que $T_{co} \cong T_{ci}$.
4. Comparar el valor supuesto de la temperatura interna de la tubería de revestimiento, T_{ci} , calculado con el supuesto 1, y repetir en caso necesario hasta que T_{ci} supuesto sea igual a T_{ci} calculado, dentro de una tolerancia de aproximación de $\cong 0.1^\circ$ utilizando como nuevo valor supuesto, el previamente calculado.

Una vez determinado el valor correcto de la superficie interna de la tubería de revestimiento T_{ci} , se tendrá el valor correcto de la temperatura de la formación en contacto con el cemento, T_h , y del coeficiente de transferencia de calor total, U_{to} , y por lo tanto se puede calcular gasto de pérdidas de calor, Q , mediante las ecuaciones (2.89), (2.91) y (2.94). La constancia del valor de Q obtenido de las tres ecuaciones anteriores, demostrará la veracidad de la solución obtenida.

TUBERÍA DE INYECCIÓN CON AISLANTE

En este caso, además de suponer despreciable el efecto del coeficiente de transferencia de calor por convección entre el fluido y la tubería, h_f , y la conductividad térmica de la tubería, K_{hs} , se considera que el cemento tiene iguales propiedades térmicas que la formación ($K_{hcem} = K_{he}$), por lo que las expresiones para el coeficiente de transferencia de calor total, U_{to} , y el gasto de pérdidas de calor, Q se simplifican a:

$$U_{to} = \left[\frac{r_{to} \ln \left(\frac{r_{ins}}{r_{to}} \right)}{K_{hins}} + \frac{r_{to}}{r_{ins}(h'_c + h'_r)} \right]^{-1} \quad (2.96)$$

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

donde

U_{to} = Coeficiente de transferencia de calor en la superficie externa de la tubería
 $\left[\frac{BTU}{hr-pie^2-^{\circ}F} \right]$

r_{to} = Radio externo de la tubería de inyección [pie]

r_{ins} = Radio externo del aislante [pie]

K_{hins} = Conductividad térmica del aislante $\left[\frac{BTU}{hr-pie-^{\circ}F} \right]$

h'_c = Coeficiente de transferencia de calor por convección natural entre la superficie externa del aislante y la interna de revestimiento $\left[\frac{BTU}{hr-pie^2-^{\circ}F} \right]$

h'_r = Coeficiente de transferencia de calor por radiación entre la superficie externa del aislante y la interna de revestimiento $\left[\frac{BTU}{hr-pie^2-^{\circ}F} \right]$

Y

$$Q = 2\pi r_{to} U_{to} (T_s - T_{co}) \Delta L \quad (2.97)$$

donde

Q = Gasto de pérdidas de calor $\left[\frac{BTU}{hr} \right]$

r_{to} = Radio externo de la tubería de inyección [pie]

U_{to} = Coeficiente de transferencia de calor en la superficie externa de la tubería
 $\left[\frac{BTU}{hr-pie^2-^{\circ}F} \right]$

T_s = Temperatura del fluido fluyendo a través de la tubería [$^{\circ}F$]

T_{co} = Temperatura de la superficie externa de la tubería de revestimiento [$^{\circ}F$]

ΔL = Longitud de la tubería [pie]

Además, la ecuación para la transferencia de calor desde la interfase cemento-formación a la formación se modifica para que represente la transferencia de calor desde el exterior de la tubería de revestimiento hacia la formación, puesto que al suponer $K_{h_{cem}}=K_{he}$ se está considerando que en vez de cemento y luego formación sólo existe formación. Así la ecuación resultante es:

$$Q = \frac{2\pi K_{he} (T_{co} - T_e) \Delta L}{f(t)} \quad (2.98)$$

Siendo $f(t)$ la expresión dada por la ecuación (2.92), cambiando el radio del agujero, r_h , por el radio externo de la tubería de revestimiento, r_{co} .

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

Con la finalidad de relacionar la temperatura $T_s \cong T_{\bar{r}} \cong T_{to}$ con la temperatura del aislante T_{ins} , requerida para evaluar h'_r y h'_c se hace necesario considerar la transferencia de calor a través del aislante. Expresada por:

$$Q = \frac{2\pi K_{hins}(T_{to} - T_{ins})\Delta L}{\ln\left(\frac{r_{ins}}{r_{to}}\right)} \quad (2.99)$$

donde

Q = Gasto de pérdidas de calor $\left[\frac{BTU}{hr}\right]$

T_{to} = Temperatura de la superficie externa de la tubería [$^{\circ}F$]

T_{ins} = Temperatura de la superficie interna del aislante [$^{\circ}F$]

r_{to} = Radio externo de la tubería de inyección [pie]

r_{ins} = Radio externo del aislante [pie]

K_{hins} = Conductividad térmica del aislante $\left[\frac{BTU}{hr-pie-^{\circ}F}\right]$

ΔL = Longitud de la tubería [pie]

Dado que el valor de Q expresado por las ecuaciones (2.97), (2.98) y (2.99) es el mismo en cualquier tiempo (flujo continuo), se tiene que:

Igualando (2.97) y (2.98) resulta:

$$T_{co} = \frac{K_{he}T_e + r_{to}U_{to}f(t)T_s}{K_{he} + r_{to}U_{to}f(t)} \quad (2.100)$$

donde

T_{co} = Temperatura de la superficie externa de la tubería de revestimiento [$^{\circ}F$]

K_{he} = Conductividad térmica de la formación $\left[\frac{BTU}{hr-pie-^{\circ}F}\right]$

T_e = Temperatura original de la formación [$^{\circ}F$]

r_{to} = Radio externo de la tubería de inyección [pie]

U_{to} = Coeficiente de transferencia de calor en la superficie externa de la tubería

$$\left[\frac{BTU}{hr-pie^2-^{\circ}F}\right]$$

$f(t)$ = Función transitoria de calor, adimensional

T_s = Temperatura del fluido fluyendo en la tubería [$^{\circ}F$]

Igualando (2.97) y (2.99) resulta:

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

$$T_{ins} = T_s - \frac{r_{to} U_{to} \ln\left(\frac{r_{ins}}{r_{to}}\right)}{K_{hins}} (T_s - T_{co}) \quad (2.101)$$

donde

T_{ins} = Temperatura de la superficie interna del aislante [$^{\circ}F$]

T_s = Temperatura del fluido fluyendo en la tubería [$^{\circ}F$]

r_{to} = Radio externo de la tubería de inyección [pie]

U_{to} = Coeficiente de transferencia de calor en la superficie externa de la tubería
 $\left[\frac{BTU}{hr-pie^2-^{\circ}F}\right]$

r_{ins} = Radio externo del aislante [pie]

K_{hins} = Conductividad térmica del aislante $\left[\frac{BTU}{hr-pie-^{\circ}F}\right]$

T_{co} = Temperatura de la superficie externa de la tubería de revestimiento [$^{\circ}F$]

La cual, al remplazar T_{co} de la ecuación (2.100) en la ecuación (2.101), se transforma en:

$$T_{ins} = T_s - \frac{r_{to} U_{to} \ln\left(\frac{r_{ins}}{r_{to}}\right)}{K_{hins}} \left(T_s - \frac{K_{he} T_e + r_{to} U_{to} f(t) T_s}{K_{he} + r_{to} U_{to} f(t)} \right) \quad (2.102)$$

Finalmente, al igualar (2.98) y (2.99), se tiene que:

$$T_{co} = T_e + \frac{K_{hins} f(t)}{K_{he} \ln\left(\frac{r_{ins}}{r_{to}}\right)} (T_s - T_{ins}) \quad (2.103)$$

donde

T_{co} = Temperatura de la superficie externa de la tubería de revestimiento [$^{\circ}F$]

T_e = Temperatura original de la formación [$^{\circ}F$]

K_{hins} = Conductividad térmica del aislante $\left[\frac{BTU}{hr-pie-^{\circ}F}\right]$

$f(t)$ = Función transitoria de calor, adimensional

K_{he} = Conductividad térmica de la formación $\left[\frac{BTU}{hr-pie-^{\circ}F}\right]$

r_{ins} = Radio externo del aislante [pie]

r_{to} = Radio externo de la tubería de inyección [pie]

T_s = Temperatura del fluido fluyendo en la tubería [$^{\circ}F$]

T_{ins} = Temperatura de la superficie interna del aislante [$^{\circ}F$]

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

Las expresiones (2.102) y (2.103) conjuntamente con la (2.96) y las utilizadas para evaluar h'_r y h'_c , constituyen el conjunto de ecuaciones a utilizar en el procedimiento iterativo requerido para este caso de tubería de inyección con aislante. El procedimiento iterativo es el siguiente:

1. Suponer un valor de T_{ins} y calcular T_{co} mediante la ecuación (2.103).
2. Con los valores de T_{ins} y T_{co} , evaluar h'_r y h'_c y por lo tanto U_{to} mediante la ecuación (2.96).
3. Conocido el valor de U_{to} se determina T_{ins} de la ecuación (2.102).
4. Comparar el valor de T_{ins} calculado con el supuesto en 1, y repetir en caso necesario hasta que T_{ins} supuesto sea igual a T_{ins} calculado, dentro de una tolerancia de $\cong 0.1^\circ$, utilizando como nuevo valor supuesto el previamente calculado.

Una vez determinado el valor correcto de la temperatura de la superficie interna del aislante, T_{ins} , los valores del coeficiente de transferencia de calor en la superficie externa de la tubería, U_{to} , y la temperatura de la superficie externa de la tubería de revestimiento, T_{co} , serán los correctos, y por lo tanto se puede calcular el gasto de pérdidas de calor, Q , mediante las ecuaciones (2.97), (2.98) y (2.99). La constancia del valor de Q obtenido por las ecuaciones anteriores, demostrará la veracidad de los valores obtenidos.

Además del procedimiento anterior, existen otros métodos analíticos para estimar las pérdidas de calor en el pozo durante la inyección de vapor húmedo y saturado. Entre ellos se mencionan los siguientes:

2.8.2 MÉTODO DE RAMEY¹⁵

Comprende un estudio completo sobre la transmisión de calor durante la inyección de fluidos calientes. Para el caso de vapor húmedo y saturado. Ramey¹⁵ recomienda las siguientes ecuaciones para el cálculo de pérdidas de calor:

- a) Si el vapor está siendo inyectado a través de la tubería de inyección:

$$Q = \frac{2\pi r_{to} U_{to} K_{he}}{K_{he} + r_{to} U_{to} f(t)} \left[(T_s - T_a)Z - \frac{aZ^2}{2} \right] \quad (2.104)$$

- b) El vapor está siendo inyectado a través de la tubería de revestimiento ($U_{to}=\infty$):

$$Q = \frac{2\pi K_{he}}{f(t)} \left[(T_s - T_a)Z - \frac{aZ^2}{2} \right] \quad (2.105)$$

donde

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

Q = Gasto de pérdidas de calor $\left[\frac{BTU}{hr}\right]$

U_{to} = Coeficiente de transferencia de calor en la superficie externa de la tubería
 $\left[\frac{BTU}{hr-pie^2-^{\circ}F}\right]$

r_{to} = Radio externo de la tubería de inyección [*pie*]

K_{he} = Conductividad térmica de la formación $\left[\frac{BTU}{hr-pie-^{\circ}F}\right]$

T_s = Temperatura de saturación del vapor [$^{\circ}F$]

T_a = Temperatura del medio ambiente [$^{\circ}F$]

a = Gradiente geotérmico $\left[\frac{^{\circ}F}{pie}\right]$

Z = Profundidad del intervalo considerado [*pie*]

$f(t)$ = Función transitoria de calor, adimensional

2.8.3 MÉTODO DE SATTER¹⁶

Es un método analítico para determinar la calidad del vapor al final de un conjunto de intervalos de longitud ΔZ en los cuales se divide la profundidad del pozo. Conociendo la calidad del vapor a una profundidad cualquiera se puede determinar el gasto de pérdidas de calor en el pozo. La ecuación desarrollada por Satter¹⁶ es la siguiente:

$$X_{st}(Z, t) = X_{st}(Z - \Delta Z, t) + \frac{a(\Delta Z)^2}{2A'} + \frac{(A'B' + T_a + a(Z - \Delta Z) - T_s)\Delta Z}{A'} \quad (2.106)$$

Con A' y B' definidas por:

$$A' = \frac{wL_v(K_{he} + r_{to}U_{to}f(t))}{2\pi r_{to}U_{to}K_{he}} \quad (2.107)$$

$$B' = \frac{g}{778g_cL_v} \quad (2.108)$$

donde

$X_{st}(Z, t)$ = Calidad del vapor a la profundidad Z y al tiempo t , luego de iniciada la inyección
 [fracción]

$X_{st}(Z-\Delta Z, t)$ = Calidad del vapor a la profundidad $(Z-\Delta Z)$ y al tiempo t [fracción]

w = Gasto de flujo de vapor $\left[\frac{lb}{hr}\right]$

L_v = Calor latente de vaporización $\left[\frac{BTU}{lb}\right]$

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

g = Aceleración de la gravedad, $4.17 \times 10^8 \left[\frac{pie^2}{hr} \right]$

g_c = Factor de conversión de unidades, $4.17 \times 10^8 \left[\frac{lb_m - pie}{lb_f - hr^2} \right]$

La ecuación (2.106) se aplica repetidamente para una serie de intervalos de longitud ΔZ hasta cubrir la profundidad total del pozo. A mayor número de intervalos mayor la precisión de los resultados calculados, puesto que algunas propiedades son evaluadas a temperaturas promedio en cada intervalo considerado.

Si se desea conocer la profundidad a la cual todo el vapor se ha condensado (“the hot water point”), este se encuentra igualando $X_{st}(Z,t)=0$ en la ecuación (2.106) y resolviendo la ecuación cuadrática para Z .

2.8.4 MÉTODO DE PACHECO Y FAROUQ ALI¹⁷

Es un modelo matemático de la mecánica del flujo de vapor húmedo y saturado a través del pozo, el cual toma en cuenta la variación de temperatura y presión del vapor debido a fricción como también las pérdidas de calor por radiación, conducción y convección. El modelo consiste en dos ecuaciones diferenciales no lineales las cuales se resuelven iterativamente. Los resultados del modelo fueron comparados con los resultados obtenidos por otros métodos y con datos de campo. Además, analiza la influencia de ciertos factores sobre el gasto de pérdidas de calor, tales como diámetro de la tubería de inyección, presión, gasto y tiempo de inyección, uso de aislante y pintura de aluminio en la tubería de inyección.

2.8.5 MÉTODO DE SUGIURA Y FAROUQ ALI¹⁸

Presentan un modelo matemático similar al anterior donde toman en consideración los diversos regímenes de flujo de vapor húmedo y saturado a través del pozo. Aunque el procedimiento de cálculo presentado al inicio de esta sección está limitado a un número de suposiciones, es bastante útil y a menudo se obtienen resultados de las pérdidas de calor dentro de un 10% de las obtenidas por medio de los dos últimos métodos.

2.9 CALIDAD DEL VAPOR EN EL POZO

Además del procedimiento presentado por Satter¹⁶ para determinar la calidad del vapor en el pozo, una manera de calcular la calidad en la cara de la formación, $X_{st,whr}$, es mediante el siguiente balance de calor:

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

Contenido de calor del vapor en el cabezal del pozo

= Contenido del vapor en el fondo del pozo + pérdidas de calor en el pozo

El cual escrito en términos matemáticos puede expresarse como:

$$w(H_w + X_{st,wh}L_v) = w(H_w + X_{st}L_v) + qZ \quad (2.109)$$

donde

$$X_{st} = X_{st,wh} - \frac{qZ}{wL_v} \quad (2.110)$$

Siendo las unidades las mismas de la ecuación (2.72) y Z es la profundidad a la cual se desea calcular la calidad [pie].

El balance expresado por la ecuación (2.109), implica que no existen pérdidas o ganancias de presión en el pozo, o mejor dicho que se consideran despreciables. Un estimado de éstas pérdidas o ganancias de presión, pueden ser calculadas considerando el cambio en la energía cinética, el cambio debido al peso del fluido (presión estática) y las pérdidas debido a la fricción.

2.10 CAÍDAS DE PRESIÓN EN EL POZO

Las pérdidas o ganancias de presión en un pozo de inyección considerando los factores antes mencionados, pueden ser calculadas por medio de la siguiente ecuación:

$$p_2 = p_1 + 1.687 \times 10^{-12}(V_{ws1} - V_{ws2}) \frac{w^2}{r_{ti}^4} + 6.6944 \times 10^{-3} \frac{\Delta Z}{V_{ws1}} - \Delta p_f \quad (2.111)$$

donde

p_1 = Presión del vapor en el cabezal del pozo [psia]

p_2 = Presión del vapor en el fondo del pozo [psia]

w = Gasto de flujo del vapor $\left[\frac{lb}{hr}\right]$

r_{ti} = Radio interno de la tubería [pie]

ΔZ = Profundidad del intervalo considerado [pie]

f = Factor de fricción, adimensional

V_{ws1} = Volumen específico del vapor húmedo en el cabezal del pozo $\left[\frac{pie^3}{lb}\right]$

V_{ws2} = Volumen específico del vapor húmedo en el fondo del pozo $\left[\frac{pie^3}{lb}\right]$

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

Δp_f = Caída de presión debida a la fricción [psia]

La caída de presión debido a la fricción, Δp_f , está dada por:

$$\Delta p_f = 1.68391 \times 10^{-12} \frac{w^2 V_T \Delta Z f}{r_{ti}^5} \quad (2.112)$$

donde

$$V_T = \text{Volumen específico total del fluido} \left[\frac{pie^3}{lb} \right]$$

El factor de fricción, f , puede determinarse de la Figura 2.14, o mediante la ecuación (2.73) o la ecuación (2.76) con el número de Reynolds dado por:

$$Re = \left(\frac{0.2632w}{r_{ti}} \right) \left(\frac{1}{\mu_w^{H_l} \mu_s^{(1-H_l)}} \right) \quad (2.113)$$

donde

H_l = Factor "holdup" del líquido, adimensional. Se define como la relación del volumen del líquido en una tubería / volumen de la tubería

μ_w = Viscosidad del agua saturada [cp]

μ_s = Viscosidad del vapor seco y saturado [cp]

El factor H_l , es usado por Hagedorn para tomar en cuenta el "holdup" del líquido en la tubería. En el caso de inyección de vapor a través de la tubería de inyección (eductor) o de revestimiento, el efecto de deslizamiento se desprecia y H_l puede calcularse mediante la siguiente ecuación:

$$H_l = \frac{(1 - X_{st})V_{ws1}}{V_T} \quad (2.114)$$

2.11 PÉRDIDAS DE CALOR DURANTE LA INYECCIÓN DE UN FLUIDO MONOFÁSICO CALIENTE

Los métodos previamente presentados para estimar las pérdidas de calor durante la inyección de vapor húmedo y saturado (fluido bifásico), suponen que la temperatura del vapor a lo largo del pozo se mantiene constante e igual a la temperatura de saturación del vapor. Esto es aceptable en el caso de vapor húmedo y saturado, puesto que las pérdidas de calor ocurren a expensas del calor latente de vaporización; sin embargo, no es aceptable en el caso de inyección de un fluido monofásico caliente, tal como el agua, vapor sobrecalentado, aire, etc., donde las pérdidas de

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

calor ocurren a expensas del calor sensible del mismo y por lo tanto su temperatura varía a lo largo del trayecto de flujo dentro del pozo.

Por esta razón, para el caso de inyección de un fluido monofásico caliente, se hace necesario estimar la distribución de temperatura del fluido a lo largo del pozo, para así poder estimar su entalpía (contenido de calor) a cada profundidad y de allí las pérdidas de calor.

Ramey¹⁵ desarrolló ecuaciones que permiten calcular la temperatura de un fluido monofásico caliente en función de profundidad y tiempo, estas son:

- a) Para el caso de líquidos inyectados a través de la tubería de inyección (eductor):

$$T(Z, t) = \alpha Z + T_a - \alpha A + (T_o + \alpha A - T_a) \times e^{-Z/A} \quad (2.115)$$

Con A definida por

$$A = \frac{w_L c_p (K_{he} + r_{to} U_{to} f(t))}{2\pi r_{to} U_{to} K_{he}} \quad (2.116)$$

donde

$T(Z, t)$ = Temperatura del líquido a la profundidad Z [pie] y al tiempo t [día], luego de iniciada la inyección [°F]

α = Gradiente geotérmico $\left[\frac{°F}{pie} \right]$

T_a = Temperatura del medio ambiente [°F]

T_o = Temperatura del líquido en la superficie [°F]

w_L = Gasto de inyección del líquido $\left[\frac{lb}{día} \right]$

c_p = Calor específico del líquido $\left[\frac{BTU}{lb-°F} \right]$

K_{he} = Conductividad térmica de la formación $\left[\frac{BTU}{hr-pie-°F} \right]$

U_{to} = Coeficiente de transferencia de calor en la superficie externa de la tubería $\left[\frac{BTU}{día-pie^2-°F} \right]$

r_{to} = Radio externo de la tubería de inyección [pie]

$f(t)$ = Función transitoria de calor, adimensional

Z = Profundidad del intervalo considerado [pie]

- b) Para el caso de líquidos inyectados a través de la tubería de revestimiento, se aplica la misma ecuación (2.109), pero con A definida por:

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

$$A = \frac{w_L C_p f(t)}{2\pi K_{he}} \quad (2.117)$$

- c) Para el caso de gases, la temperatura en función de profundidad y tiempo se evalúa mediante la siguiente ecuación:

$$T(Z, t) = aZ - A \left(a \pm \frac{1}{778C_p} \right) + \left[T_o - T_a + A \left(a \pm \frac{1}{778C_p} \right) \right] e^{-Z/A} \quad (2.118)$$

Donde

A = Definida por las ecuaciones (2.116) ó (2.117) dependiendo si la inyección es a través de la tubería de inyección ó de revestimiento

T_a = Temperatura del medio ambiente [$^{\circ}F$]

T_o = Temperatura del líquido en la superficie [$^{\circ}F$]

w_L = Gasto de inyección del líquido $\left[\frac{lb}{día} \right]$

C_p = Calor específico del líquido $\left[\frac{BTU}{lb-^{\circ}F} \right]$

En este caso particular, T_a , T_o , w y C_p ; se refieren al gas que se está inyectando.

El signo (+) donde aparece el doble signo indica que el término de la energía potencial se usa para el caso de flujo vertical hacia abajo.

El signo (-) se usa para el caso de flujo vertical hacia arriba con Z aumentando positivamente desde abajo hacia arriba, en este caso T_o sigue siendo la temperatura del fluido en la superficie.

3. CALENTAMIENTO DE LA FORMACIÓN POR INYECCIÓN DE FLUIDOS CALIENTES

El propósito general de los métodos de recuperación térmica es aumentar la temperatura de los fluidos en el yacimiento, a efecto de que éste pueda desplazarse con mayor facilidad. Por tal motivo, lo deseable es calentar el yacimiento eficientemente, tomando en consideración que no todo el calor transferido al yacimiento permanece en él, ya que existen pérdidas con los fluidos producidos y parte se pierde hacia las formaciones adyacentes no productivas, a menudo referidas como suprayacentes y subyacentes.

Cuando el calor se disipa hacia las formaciones adyacentes mediante algún mecanismo (comúnmente por conducción), el calor disipado se puede estimar con facilidad, mientras que la cantidad de calor que sale de yacimiento con los fluidos producidos, es generalmente difícil de predecir sin la ayuda de simuladores físicos o numéricos.

Este capítulo presenta algunas aproximaciones básicas para el cálculo de áreas calentadas y la distribución de temperatura en el yacimiento.

3.1 MECANISMOS DE TRANSFERENCIA DE CALOR EN LA FORMACIÓN

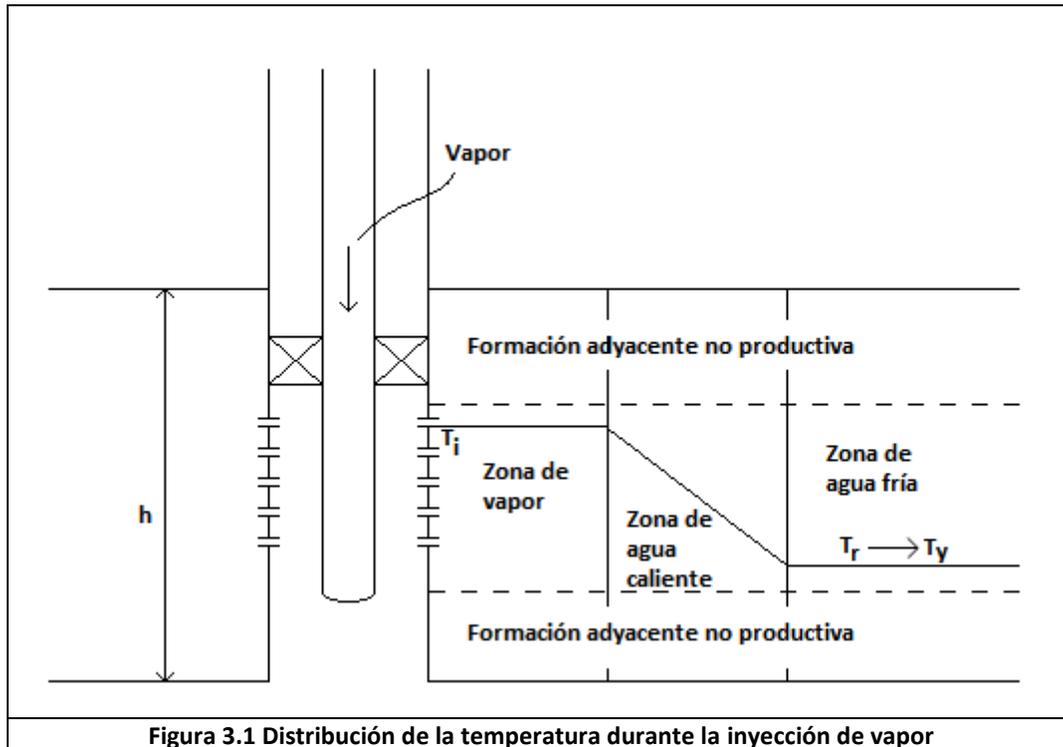
Antes de presentar los modelos que describen la distribución de la temperatura durante la inyección de fluidos calientes, conviene analizar la forma como el calor inyectado se transfiere a la roca y fluidos de la formación.

Considérese el caso de inyección de vapor en una formación, como la que se ilustra en la figura 3.1. A medida que el vapor es inyectado transfiere parte de su calor a la roca y fluidos de la formación, los cuales al calentarse transfieren calor a las formaciones adyacentes.

Los fluidos se calientan por convección forzada y por conducción, mientras que la roca se calienta sólo por conducción. A medida que el vapor se mueve dentro de la formación va perdiendo (transfiriendo) calor, hasta llegar un momento en que el vapor se condensa completamente. Hasta ese punto, en la formación, el sistema roca-fluidos tiene una temperatura igual a la de saturación del vapor inyectado (en realidad un poco menor debido a la caída de presión). Debido a que el agua resultante de la condensación del vapor y el aceite son desplazados en la formación, ellos transfieren calor a la formación, y por lo tanto se van enfriando hasta que finalmente el sistema roca-fluidos se encuentra a la temperatura original del yacimiento.

Es entonces que la temperatura en la formación disminuye con la distancia desde el pozo de inyección, y que esta distribución de temperatura con la distancia cambia con el tiempo. La distribución presentada en la figura 3.1 es para un tiempo específico.

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor



En base a la distribución de temperaturas observada y para propósitos de cálculos de la recuperación, durante la inyección de vapor es conveniente considerar la formación dividida en tres zonas:

- Zona de vapor, donde la temperatura es constante e igual a la de saturación del vapor.
- Zona de agua caliente, donde la temperatura varía desde la de saturación del vapor hasta la original del yacimiento.
- Zona de agua fría, donde la temperatura es constante e igual a la original del yacimiento.

La zona (a) de temperatura constante sólo se presenta en casos de inyección de vapor, debido a que en dicha zona el calor transferido por el vapor es su calor latente de vaporización. En caso de inyección de agua caliente sólo se observarían las zonas (b) y (c), puesto que el calor cedido por el agua de inyección es su calor sensible y de allí la disminución de temperatura a medida que avanza el desplazamiento.

Conforme el fluido es inyectado, desplaza parcialmente al aceite, al agua y al gas, transportando el calor a los espacios porosos. La transferencia conductiva de calor a la roca matriz ayuda a igualar las temperaturas del sólido y del fluido, las cuales usualmente se consideran iguales en cálculos de inyección de fluidos calientes. Sin embargo, el tipo de fluido inyectado determinará el tiempo al cual se alcanza tal equilibrio térmico; por ejemplo, el coeficiente de transferencia de calor en el

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

caso de vapor es mucho mayor que en el caso de agua caliente, la cual, parcialmente podría ser responsable del pobre barrido en este último caso.

Normalmente, hay un gradiente vertical de temperatura en la formación en la cual el fluido ha sido inyectado; es decir, paralelo al plano del estrato. Sin embargo, en la mayoría de los tratamientos matemáticos de inyección de vapor, la temperatura se considera constante a lo largo de cualquier plano vertical, por lo tanto la temperatura en la “zona de vapor” se considera constante. De este modo, habrá dos temperaturas; 1) La temperatura en la zona de vapor, T_s , disminuyendo drásticamente a la temperatura original del yacimiento T_R . Esta explicación simplificada, es una buena aproximación a la distribución actual de temperatura en la inyección de vapor.

La transferencia de calor hacia las formaciones adyacentes es por conducción, ya que no hay flujo de fluidos. El proceso total; sin embargo, es complejo, ya que el avance del frente de calor en la arena, las formaciones adyacentes son expuestas a cambios de temperatura con tiempo. Así, los gradientes de temperatura resultantes, dan lugar al flujo de calor en dos o tres dimensiones en las formaciones supra y subyacentes.

Como resultado de los mecanismos anteriores, el frente de calor viaja más lentamente que el frente de fluidos en cualquier método de inyección de calor.

3.2 CALENTAMIENTO DE LA FORMACIÓN POR INYECCIÓN DE VAPOR

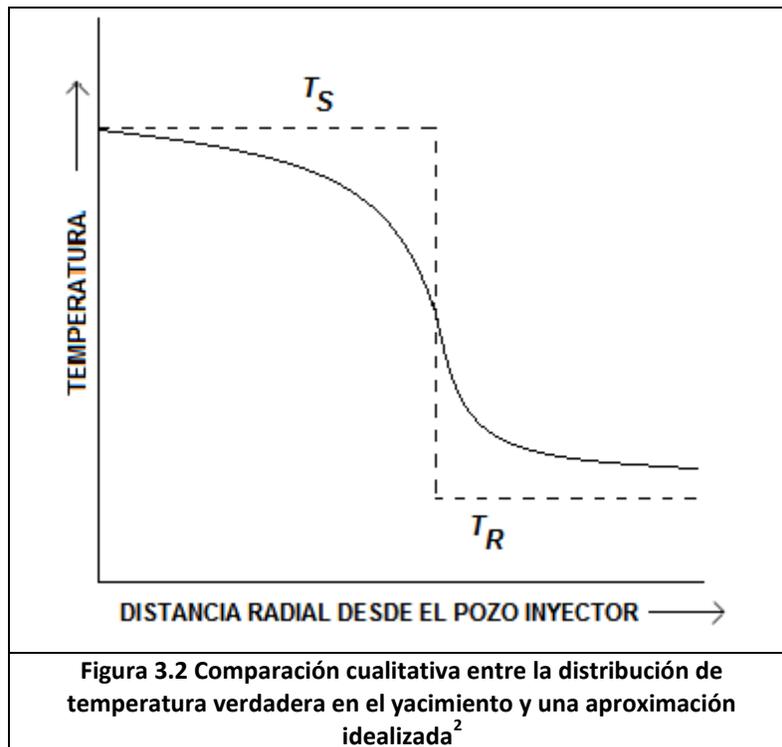
A una temperatura T_s (temperatura de saturación, correspondiente a una presión p_s), mientras el agua caliente sólo transporta calor sensible, H_w , el vapor adicionalmente contiene calor latente, L_v . Esta diferencia entre la naturaleza del vapor y del agua caliente, es la responsable del contraste entre el calentamiento de la formación por ambos fluidos: el agua caliente experimenta una caída de temperatura para poder transferir su calor sensible a la roca y a los fluidos, mientras el vapor puede transferir todo su calor latente sin experimentar cambio de temperatura.

Cuando el vapor es inyectado en una formación llega a un punto en el que el éste se condensa completamente. Hasta este punto, y considerando condiciones ideales (no hay segregación de vapor por efectos de gravedad, espesor uniforme, inyección a través de todo el espesor, no hay caída de presión, o sea, caída de temperatura en la zona de vapor), se puede establecer que la zona calentada por el vapor se encuentra a una temperatura constante T_s , extendiéndose desde el punto inicial de inyección hasta el punto donde la temperatura T_s cae abruptamente a T_R .

3.3 MODELO DE MARX Y LANGENHEIM¹⁹

Tomando en cuenta las consideraciones anteriores, Marx y Langenheim¹⁹, formularon un modelo matemático que puede utilizarse para calcular el área calentada, las pérdidas de calor y la distribución de temperatura durante la inyección de un fluido caliente en una arena con aceite.

El modelo fue desarrollado para el caso de inyección de vapor húmedo, suponiendo que la distribución de temperatura es una función escalonada (desde la temperatura de vapor T_s , hasta la temperatura de la formación, T_R), tal como se muestra en la figura 3.2. Las pérdidas de calor se llevan a cabo hasta un punto donde se produce el cambio de temperatura del vapor a la temperatura del yacimiento. A medida que se inyecta más fluido caliente, el área calentada aumenta en la dirección del flujo. Luego, el área a través de la cual se lleva a cabo la conducción de calor aumenta con el tiempo. Tal como Marx y Langenheim²⁰ lo señalaron, la configuración de la zona calentada es general, aunque su formulación inicial (ver figura 3.2) se discutió para el caso de una zona cilíndrica que se expandía simétricamente.



Bajo las consideraciones anteriores, un balance de calor para un tiempo t , luego de iniciada la inyección, puede establecerse como:

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

$$\begin{aligned} \text{Gasto de inyección de calor al tiempo } t \\ &= \text{Gasto de utilización de calor al tiempo } t \\ &+ \text{Gasto de pérdidas de calor al tiempo } t \end{aligned}$$

Que expresado matemáticamente

$$Q_i = Q_{ob} + Q_s \quad (3.1)$$

La formulación matemática de cada uno de los términos que constituyen el balance anterior, se discuten a continuación.

3.3.1 GASTO DE INYECCIÓN DE CALOR AL TIEMPO t

Considerando la inyección de vapor a un gasto igual a i_{st} [B/d] (agua equivalente), el gasto de inyección de calor $\left[\frac{BTU}{hr}\right]$ está dado por:

$$\begin{aligned} Q &= \left(\frac{350}{24}\right) i_{st} \{(H_W - H_R) + X_{st} L_V\} \\ &= \left(\frac{350}{24}\right) i_{st} \{C_W (T_S - T_R) + X_{st} L_V\} \end{aligned} \quad (3.2)$$

donde

X_{st} = Calidad del vapor [fracción]

H_W = Entalpia del agua saturada $\left[\frac{BTU}{lb}\right]$

H_R = Entalpia del agua a la temperatura del yacimiento $\left[\frac{BTU}{lb}\right]$

L_V = Calor latente de vaporización $\left[\frac{BTU}{lb}\right]$

C_W = Calor específico promedio del agua $\left[\frac{BTU}{lb-^{\circ}F}\right]$

T_S = Temperatura del vapor [$^{\circ}F$]

T_R = Temperatura de la formación [$^{\circ}F$]

En el trabajo original, el gasto de inyección de calor Q $\left[\frac{BTU}{hr}\right]$ se consideró constante. Sin embargo, Ramey²¹ presentó una extensión para el caso de inyección con gasto variable.

3.3.2 GASTO ÚTIL DE CALOR AL TIEMPO t

Se refiere a la cantidad de calor por unidad de tiempo utilizada para calentar la formación, desde la temperatura del yacimiento T_R , hasta la temperatura del vapor T_S . Teniendo en cuenta que el área calentada aumenta con el tiempo, se tiene que:

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

$A(t)$ = Área calentada al tiempo t [pie^2]

$A(t + \Delta t)$ = Área calentada al tiempo $(t + \Delta t)$ [pie^2]

$A(t)h_tM_S(T_S - T_R)$ = Calor utilizado al tiempo (t) [BTU]

$A(t + \Delta t)h_tM_S(T_S - T_R)$ = Calor utilizado al tiempo $(t + \Delta t)$ [BTU]

donde

h_t = Espesor de la formación [pie]

M_S = Capacidad calorífica de la formación $\left[\frac{BTU}{pie^3 \cdot ^\circ F}\right]$

Entonces, el gasto de utilización de calor Q_s , puede calcularse como:

$$Q_s = \frac{[A(t + \Delta t) - A(t)]h_tM_S(T_S - T_R)}{\Delta t} \quad (3.3)$$

donde al tomar el límite cuando Δt tiende a cero, se obtiene:

$$Q_s = h_tM_S(T_S - T_R) \frac{\partial A}{\partial t} \quad (3.4)$$

3.3.3 GASTO DE PÉRDIDAS DE CALOR AL TIEMPO t

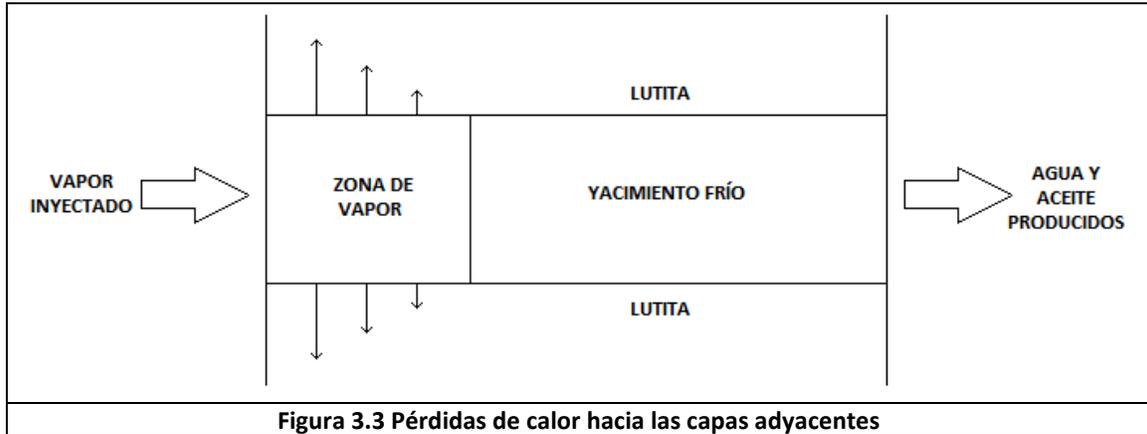
Una de las suposiciones de este modelo, es que considera que no existen pérdidas de calor en la dirección radial, únicamente en la dirección vertical hacia las capas supra y subyacentes (ver figura 3.3). Así, el gasto de pérdidas de calor por conducción, Q_c , desde la formación hacia las capas supra y subyacente, por unidad de área calentada y por unidad de tiempo $\left[\frac{BTU}{hr \cdot pie^2}\right]$, está dada por:

$$Q_c = -K_{hob} \left(\frac{\partial T}{\partial y}\right)_{y=0} \quad (3.5)$$

donde

k_{hob} = Conductividad térmica de las capas adyacentes $\left[\frac{BTU}{hr \cdot pie}\right]$

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor



Puesto que el gradiente de temperatura $\left(\frac{\partial T}{\partial y}\right)_{y=0}$ cambia con el tiempo, la distribución de temperatura hacia las formaciones adyacentes está dada por la siguiente ecuación diferencial:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \alpha_{ob} \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \text{ con } 0 \leq t \leq \infty \quad (3.6)$$

Con las condiciones de frontera e iniciales:

$$\begin{aligned} T(y, 0) &= T_R \\ T(0, T) &= T_S \\ T(\infty, t) &= T_R \end{aligned} \quad (3.7)$$

donde

$$\alpha_{ob} = \text{Difusividad térmica de las capas adyacentes} \left[\frac{pie^2}{hr} \right]$$

La solución de la ecuación diferencial (3.6) para las condiciones de frontera e iniciales (3.7), se determina aplicando transformadas de Laplace²², y es igual a:

$$T(y, t) = T_S - (T_S - T_R) \operatorname{erf} \left[\frac{y}{2\sqrt{\alpha_{ob} t}} \right] \quad (3.8)$$

donde la función error, $\operatorname{erf}(x)$, se define como:

$$\operatorname{erf}(x) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^x e^{-u^2} du \quad (3.9)$$

Luego;

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

$$\frac{\partial T}{\partial y} = -\frac{2(T_S - T_R)}{\sqrt{\pi} 2\sqrt{\alpha_{ob} t}} e^{-(y^2/4\alpha_{ob}t)} \quad (3.10)$$

Y para $y=0$

$$\left(\frac{\partial T}{\partial y}\right)_{y=0} = -\frac{(T_S - T_R)}{\sqrt{\pi \alpha_{ob} t}} \quad (3.11)$$

Así, sustituyendo (3.11) en (3.5), se obtiene el gasto de pérdidas de calor por unidad de área calentada y por unidad de tiempo $\left[\frac{BTU}{hr-pie^2}\right]$, expresada por:

$$Q_c = \frac{K_{hob}(T_S - T_R)}{\sqrt{\pi \alpha_{ob} t}} \quad (3.12)$$

Con el objeto de calcular las pérdidas de calor por unidad de tiempo, considérense una serie de áreas calentadas: $A_1(t_1), A_2(t_2), \dots, A_n(t_n)$, las cuales se han formado a los tiempos t_1, t_2, \dots, t_n . Entonces se tiene que:

Área	Calor perdido al tiempo
$A_1(t_1)$	$(t_1 - 0)$
$A_2(t_2) - A_1(t_1)$	$(t_2 - t_1)$
.	.
.	.
$A_n(t_n) - A_{n-1}(t_{n-1})$	$(t_n - t_{n-1})$

Luego, si un área dA el cual se comenzó a formar al tiempo u , al tiempo $(t > u)$ habrá perdido calor durante el tiempo $(t-u)$. Así, el gasto de pérdidas de calor al tiempo t , está dado por:

$$Q_{ob} = 2 \int_0^{A(t)} Q_c dA = 2 \int_0^{A(t)} \frac{K_{hob}(T_S - T_R)dA}{\sqrt{\pi \alpha_{ob} (t - u)}} \quad (3.13)$$

donde el 2 es para tomar en cuenta las dos formaciones adyacentes.

Dado que el área A es función del tiempo, entonces se puede escribir:

$$dA = \frac{dA}{du} du \quad (3.14)$$

Y la ecuación (3.13) puede escribirse como:

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

$$Q_{ob} = 2 \int_0^{A(t)} \frac{K_{hob}(T_S - T_R)}{\sqrt{\pi \alpha_{ob} (t - u)}} \frac{dA}{du} du \quad (3.15)$$

Entonces, sustituyendo las expresiones respectivas en el balance dado por la ecuación (3.1), se tiene:

$$Q_i = h_t M_S (T_S - T_R) \frac{dA}{dt} + 2 \int_0^{A(t)} \frac{K_{hob}(T_S - T_R)}{\sqrt{\pi \alpha_{ob} (t - u)}} \frac{dA}{du} du \quad (3.16)$$

La ecuación (3.16) es una ecuación íntegro-diferencial, la cual se puede resolver usando transformadas de Laplace para calcular $A(t)$, utilizando la condición inicial $A(0)=0$. Con la finalidad de hacer esto, se designan las constantes:

$$C_1 = \frac{K_{hob}(T_S - T_R)}{\sqrt{\pi \alpha_{ob}}} \quad C_2 = h_t M_S (T_S - T_R) \quad (3.17)$$

Notando que la integral de la ecuación (3.16) es la convolución de $\frac{1}{\sqrt{(t-u)}}$ y $\frac{dA}{du}$, la transformada de Laplace de la ecuación (3.16) es fácil de obtener, y la ecuación para A , en términos de la variable transformada s , resulta:

$$A(s) = \frac{Q_i}{2C_1 \sqrt{\pi} s^{3/2} + C_2 s^2} \quad (3.18)$$

La transformada inversa puede obtenerse de tablas²³, de donde se obtiene que:

$$L^{-1} \left[e^{a^2 t} \left\{ \frac{b}{a} \operatorname{erf}(a\sqrt{t}) - 1 \right\} + e^{b^2 t} \operatorname{erf}(b\sqrt{t}) \right] \\ = \frac{b^2 - a^2}{\sqrt{s}(s - a^2)(\sqrt{s} + b)} \quad (3.19)$$

Y si se tiene en cuenta que:

$$\lim_{a \rightarrow 0} \frac{1}{a} \operatorname{erf}(a\sqrt{t}) = 2 \sqrt{\frac{t}{\pi}} \quad (3.20)$$

El resultado final es:

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

$$A_S = \frac{Q_i M_S h_t F_1}{4K_{hob} M_{ob} (T_S - T_R)} \quad (3.21)$$

donde

A_S = Zona de vapor calentada a un tiempo t [pie^2]

De manera análoga, el volumen de la zona de vapor V_S [pie^3], está dado por:

$$V_S = \frac{Q_i M_S h_t^2 F_1}{4K_{hob} M_{ob} (T_S - T_R)} \quad (3.22)$$

donde F_1 es una función del tiempo adimensional, t_D , dada por:

$$F_1 = e^{t_D} \operatorname{erfc}(\sqrt{t_D}) + 2 \sqrt{\frac{t_D}{\pi}} - 1 \quad (3.23)$$

$\operatorname{erfc}(x)$, es la función de error complementaria, definida por:

$$\operatorname{erfc}(x) = 1 - \operatorname{erf}(x) = 1 - \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^x e^{-t^2} dt = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_x^\infty e^{-t^2} dt \quad (3.24)$$

Y t_D , el tiempo adimensional, dado por:

$$t_D = \frac{4K_{hob} M_{ob} t}{M_S^2 h_t^2} \quad (3.25)$$

donde

M_{ob} = Capacidades caloríficas de las capas supra y subyacentes $\left[\frac{BTU}{pie^3 - ^\circ F} \right]$

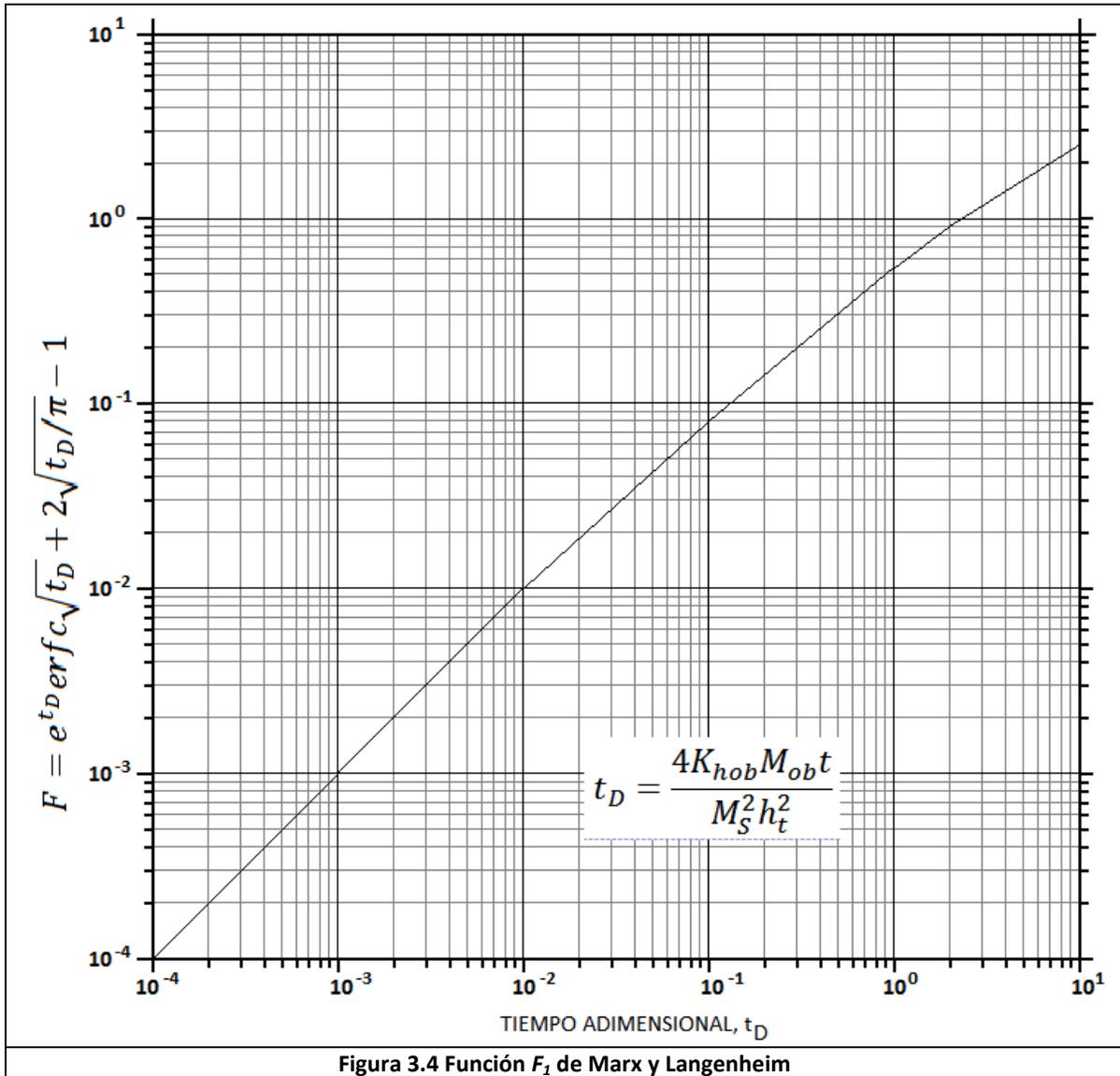
t = Tiempo [h]. Normalmente, el tiempo (en procesos de inyección) está expresado en años, por lo que es necesario convertir este tiempo a horas para poder calcular t_D .

La figura 3.4, presenta una curva F_1 vs. t_D , la cual puede utilizarse para obtener F_1 , algunas veces es conveniente usar valores tabulados como los mostrados en la tabla 3.1.

Muchas aproximaciones se han desarrollado para obtener el primer término de F_1 . Van Lookeren²⁴ propone la siguiente aproximación de F_1 :

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

$$F_1 = \frac{t_D}{1 + 0.85\sqrt{t_D}} \quad (3.26)$$



Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

t_D	F_1	F_2	t_D	F_1	F_2	t_D	F_1	F_2
0.0000	0.00000	1.00000	0.62	0.38198	0.49349	3.2	1.29847	0.27996
0.0002	0.00020	0.98424	0.64	0.39180	0.48910	3.3	1.32629	0.27649
0.0004	0.00039	0.97783	0.66	0.40154	0.48484	3.4	1.35377	0.27314
0.0006	0.00059	0.97295	0.68	0.41120	0.48071	3.5	1.38092	0.26992
0.0008	0.00028	0.96887	0.70	0.42077	0.47670	3.6	1.40775	0.26681
0.0010	0.00098	0.96529	0.72	0.43027	0.47281	3.7	1.43428	0.26380
0.0020	0.00193	0.95147	0.74	0.43969	0.46902	3.8	1.46052	0.26090
0.0040	0.00382	0.93245	0.76	0.44903	0.46533	3.9	1.48647	0.25810
0.0060	0.00567	0.91826	0.78	0.45830	0.46174	4.0	1.51214	0.25538
0.0080	0.00749	0.90657	0.80	0.46750	0.45825	4.1	1.53755	0.25275
0.0100	0.00930	0.89646	0.82	0.47663	0.45484	4.2	1.56270	0.25021
0.0020	0.01806	0.85848	0.84	0.48569	0.45152	4.3	1.58759	0.24774
0.0040	0.03470	0.80902	0.86	0.49469	0.44827	4.4	1.61225	0.24534
0.0060	0.05051	0.77412	0.88	0.50362	0.44511	4.5	1.63667	0.24301
0.0080	0.06571	0.74655	0.90	0.51250	0.44202	4.6	1.66086	0.24075
0.1000	0.08040	0.72358	0.92	0.52131	0.43900	4.7	1.68482	0.23856
0.1200	0.09467	0.70379	0.94	0.53006	0.43605	4.8	1.70857	0.23642
0.1400	0.10857	0.68637	0.96	0.53875	0.43317	4.9	1.73212	0.23434
0.1600	0.12214	0.67079	0.98	0.54738	0.43034	5.0	1.75545	0.23232
0.1800	0.13541	0.65668	1.00	0.55596	0.42758	5.2	1.80153	0.22843
0.2000	0.14841	0.64379	1.10	0.57717	0.42093	5.4	1.84686	0.22474
0.2200	0.16117	0.63191	1.20	0.63892	0.40285	5.6	1.89146	0.22123
0.2400	0.17370	0.62091	1.30	0.67866	0.39211	5.8	1.93538	0.21788
0.2600	0.18601	0.61065	1.40	0.71738	0.38226	6.0	1.97865	0.21470
0.2800	0.19813	0.60105	1.50	0.75514	0.37317	6.2	2.02129	0.21165
0.3000	0.21006	0.59202	1.60	0.79203	0.36473	6.4	2.06334	0.20875
0.3200	0.22181	0.58350	1.70	0.82811	0.35688	6.6	2.10482	0.20597
0.3400	0.23340	0.57545	1.80	0.86343	0.34955	6.8	2.14576	0.20330
0.3600	0.24483	0.56781	1.90	0.89803	0.34267	7.0	2.18617	0.20076
0.3800	0.25612	0.56054	2.00	0.93198	0.33621	7.2	2.22608	0.19832
0.4000	0.26726	0.55361	2.10	0.96529	0.33011	7.4	2.26550	0.19598
0.4200	0.27826	0.54699	2.20	0.99801	0.32435	7.6	2.30446	0.19374
0.4400	0.28914	0.54066	2.30	1.03017	0.31890	7.8	2.34298	0.19159
0.4600	0.29989	0.53459	2.40	1.06180	0.31372	8.0	2.38106	0.18952
0.4800	0.31052	0.52876	2.50	1.09292	0.30880	8.2	2.41873	0.18755
0.5000	0.32104	0.52316	2.60	1.12356	0.30411	8.4	2.45600	0.18565
0.5200	0.33145	0.51776	2.70	1.15375	0.29963	8.6	2.49289	0.18383
0.5400	0.34175	0.51257	2.80	1.18349	0.29535	8.8	2.52940	0.18208
0.5600	0.35195	0.50755	2.90	1.21282	0.29126	9.0	2.56555	0.18041
0.5800	0.36206	0.50271	3.00	1.24175	0.28734	9.2	2.60135	0.17881
0.9000	0.37206	0.49802	3.10	1.27029	0.28358	9.4	2.63682	0.17727

Tabla 3.1 Funciones F_1 y F_2 de Marx y Langenheim

El modelo de Marx y Langenheim, permite también obtener la eficiencia térmica, E_s , la cual se define como la fracción de calor inyectado que permanece en la zona de vapor a un tiempo dado:

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

$$E_S = \frac{F_1}{t_D} \quad (3.27)$$

Nótese que la eficiencia térmica, es una función solamente del tiempo adimensional t_D . Suponiendo que las propiedades térmicas varían poco de formación a formación, la eficiencia térmica es principalmente una función del tiempo y del espesor; por lo que E_S decrece cuando t aumenta, y aumenta cuando h_t^2 aumenta. Por lo tanto, la inyección de vapor en una formación de poco espesor no es recomendable ya que las pérdidas de calor podrían ser prohibitivas.

El calor acumulado perdido hacia las capas adyacentes, como función del calor inyectado, será:

$$Q_{ob} = 1 - E_S \quad (3.28)$$

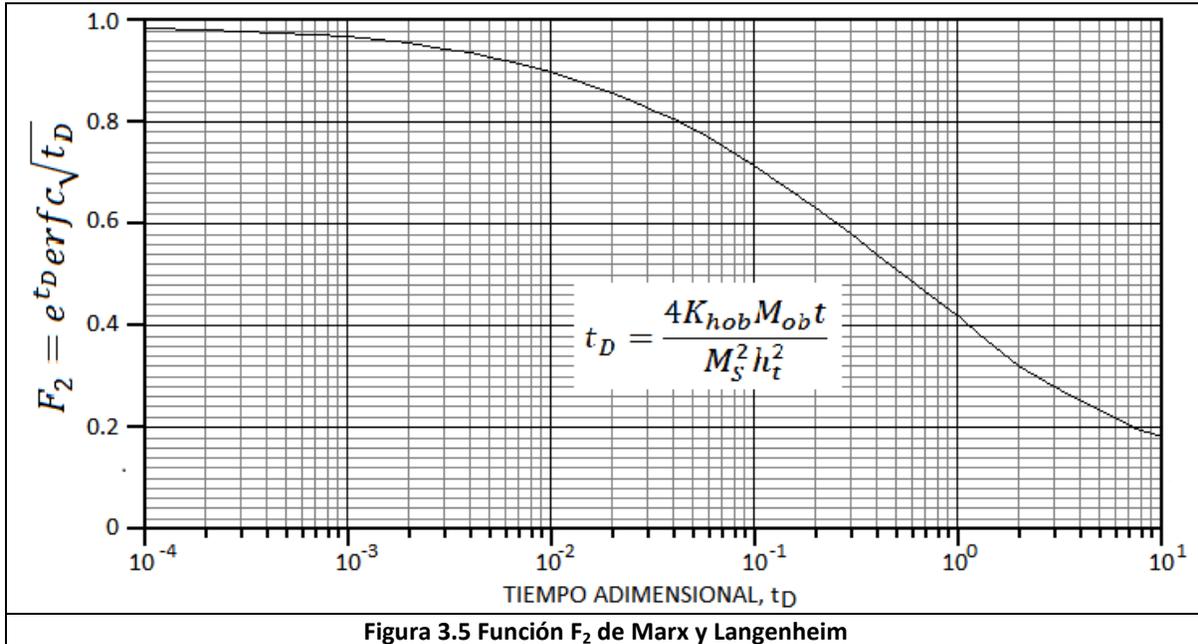
Otro resultado de interés que puede obtenerse del modelo de Marx y Langheim, es el gasto de crecimiento de la zona calentada, $\frac{dA}{dt} \frac{\pi i e^2}{d i a}$, dada por:

$$\frac{dA}{dt} = \frac{Q_i F_2}{h_t M_S (T_S - T_R)} \quad (3.29)$$

donde la función F_2 está dada por:

$$F_2 = \frac{dF_1}{dt_D} = e^{t_D} \operatorname{erfc} \sqrt{t_D} \quad (3.30)$$

La figura 3.5 presenta una curva de F_2 vs. t_D , de la cual puede obtenerse F_2 . De igual manera, en la tabla 3.1 se presentan valores tabulados de F_2 .



3.4 MODIFICACIÓN DE MANDL Y VOLEK²⁵

El modelo de Marx y Langenheim¹⁹, supone que el vapor se condensa totalmente en el frente, y el condensado se enfría hasta la temperatura del yacimiento. Esta representación del perfil de temperatura como una función escalonada, introduce un ligero error, ya que desprecia el transporte convectivo de calor del agua caliente. En otras palabras, la inyección de vapor puede suministrar el calor latente para calentar la formación, así como también para satisfacer las pérdidas de calor a las capas adyacentes. Por lo tanto, mientras el gasto de inyección de calor sea mayor que el calor consumido, el modelo de Marx y Langenheim es válido. Sin embargo, a un cierto tiempo, el cual Mandl y Volek denominan “tiempo crítico”, esto cesa, y debe tomarse en cuenta la convección de calor transportado por el agua caliente delante del frente de condensación.

Mandl y Volek reconocieron esta situación y obtuvieron el siguiente grupo de ecuaciones, las cuales son utilizadas para determinar el tiempo crítico, t_c .

$$F_{2c} = e^{t_{Dc}} \operatorname{erfc} \sqrt{t_{Dc}} = \frac{1}{1+B} \quad (3.31)$$

donde el tiempo crítico adimensional, t_{Dc} , está dado por:

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

$$t_{Dc} = \frac{4K_{hob}M_{ob}t_c}{M_S^2 h_t^2} \quad (3.32)$$

ó

$$t_c = \frac{M_S^2 h_t^2 t_{Dc}}{4K_{hob}M_{ob}} \quad (3.33)$$

Y la razón del calor latente al calor sensible, B , está dado por:

$$B = \frac{X_{st}L_V}{H_w - H_r} = \frac{X_{st}L_V}{c_w(T_S - T_R)} \quad (3.34)$$

El procedimiento para calcular el tiempo crítico t_c , usando las ecuaciones anteriores es el siguiente:

1. Calcular B de la ecuación (3.34)
2. Calcular F_{2c} de la ecuación (3.31)
3. Determinar t_{Dc} de la tabla 3.1 ó figura 3.5
4. Calcular el tiempo crítico t_c de la ecuación (3.33) y convertirlo en *años* si se desea.

Estas ecuaciones pueden resolverse para t_{Dc} , la cual se convierte al tiempo crítico t_c , en horas, usando la función F_2 de la figura 3.5 ó tabla 3.1.

Para el cálculo del volumen de la zona de vapor, se debe tener en cuenta que: si el tiempo es menor que el tiempo crítico, la solución dada por Marx y Langenheim permanece válida, pero si es mayor que el tiempo crítico, la solución dada por Mandl y Volek debe ser usada. Así, el volumen de la zona de vapor para las condiciones anteriores será:

$$V_S = \frac{Q_i h_t^2 M_S F_1}{4K_{hob}M_{ob}(T_S - T_R)} \quad (t \leq t_c) \quad (3.35)$$

$$V_S = \frac{Q_i h_t^2 M_S F_3}{4K_{hob}M_{ob}(T_S - T_R)} \quad (t > t_c) \quad (3.36)$$

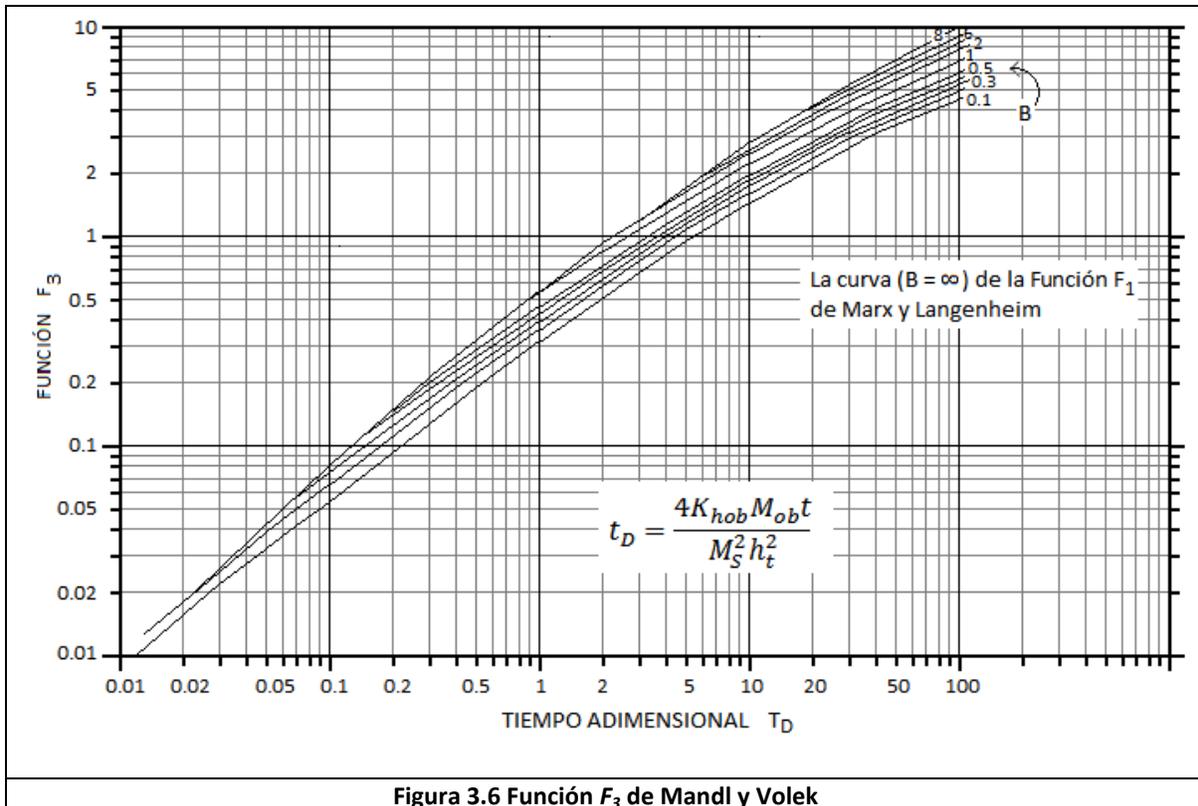
donde la función F_3 está dada por:

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

$$\begin{aligned}
 F_3 = & e^{t_D} \operatorname{erfc} \sqrt{t_D} + 2 \sqrt{\frac{t_D}{\pi}} - 1 \\
 & - \sqrt{\frac{t_D - t_{Dc}}{\pi}} \left\{ \left[1 + \frac{X_{st} L_V}{c_w (T_S - T_R)} \right]^{-1} \right. \\
 & \left. + \frac{t_D - t_{Dc} - 3}{3} e^{t_D} \operatorname{erfc} \sqrt{t_D} - \frac{t_D - t_{Dc}}{3 \sqrt{\pi t_D}} \right\}
 \end{aligned} \tag{3.37}$$

La figura 3.6, presenta curvas de F_3 vs t_D para varios valores de B . La curva superior en la figura 3.6 ($B=\infty$) arroja valores de $F_3=F_1$ de la función de Marx y Langenheim. En las ecuaciones (3.35) y (3.36), V_s se encuentra en $[\rho i e^3]$, por lo tanto se debe dividir por 43.560 para obtener $[acre-pie]$.

Mandl y Volek estiman que el volumen de la zona de vapor es el promedio para dos condiciones de contorno, las cuales se resuelven analíticamente. Una condición supone que no hay movimiento de agua caliente delante del frente de condensación, por lo tanto la solución obtenida es igual a la de Marx y Langenheim. La otra condición supone que existe movimiento de agua caliente y pérdidas de calor delante del frente, pero que no hay precalentamiento de las formaciones adyacentes en el frente.



Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

Cuando un fluido caliente, tal como agua o gas, caracterizados únicamente por su calor sensible (es decir, sin calor latente), es inyectado en un medio poroso, se crea en el medio poroso una distribución de temperatura. A cualquier tiempo dado, la temperatura en el plano de inyección (plano o superficie) es igual a la temperatura del fluido T_F . A medida que el fluido se mueve del punto de inyección, la temperatura decrece, alcanzando eventualmente la temperatura de la formación T_R .

Esta distancia, y por lo tanto el tamaño de la zona calentada por el fluido aumentará a medida que aumenta el tiempo de inyección, pero la temperatura de la zona calentada siempre estará por debajo de la temperatura del fluido T_F . Teóricamente, sólo a un tiempo infinito la temperatura en el yacimiento será igual a T_F .

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

4. INYECCI3N DE VAPOR

La recuperaci3n t3rmica es un proceso mediante el cual se a1ade energ3a t3rmica al yacimiento a efecto de reducir la viscosidad del aceite para mejorar su movilidad; por lo que se recomienda sean utilizados para yacimientos que contengan aceite con una densidad de 5 a 20 °API.

Existen diferentes procesos de recuperaci3n t3rmica, como son la inyecci3n de fluidos calientes (agua, vapor, CO₂, N₂), combusti3n in situ, calentamiento del pozo de inyecci3n, explosiones nucleares, etc.

La inyecci3n de vapor consiste en el suministro de energ3a t3rmica al yacimiento mediante la inyecci3n de vapor de agua. Existen dos tipos: 1) Inyecci3n c3clica o alternada de vapor y 2) Inyecci3n continua de vapor. En el presente cap3tulo se discutir3 respecto al primero de ellos.

4.1 INYECCI3N C3CLICA O ALTERNADA DE VAPOR

Consiste en inyectar vapor a un pozo durante un determinado tiempo, regularmente de una a tres semanas; cerrar el pozo por un corto per3odo de tiempo (3 a 5 d3as) denominado tiempo de remojo, para abrirlo a producci3n. La figura 4.1 muestra el esquema de un proceso de inyecci3n de vapor.

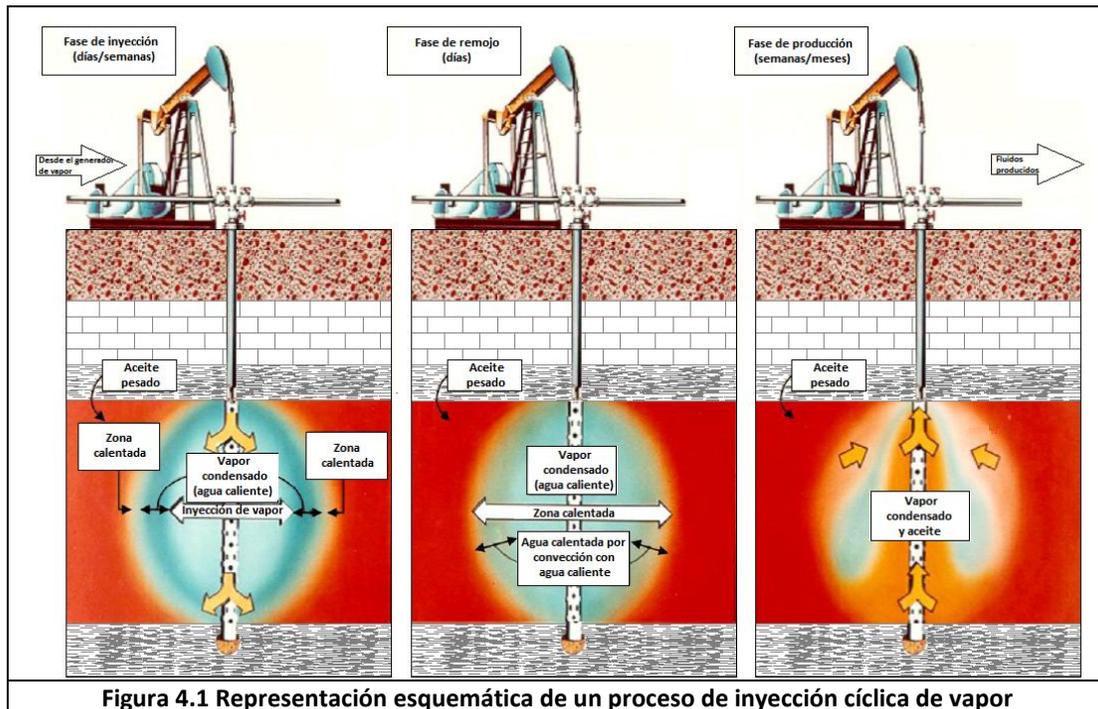
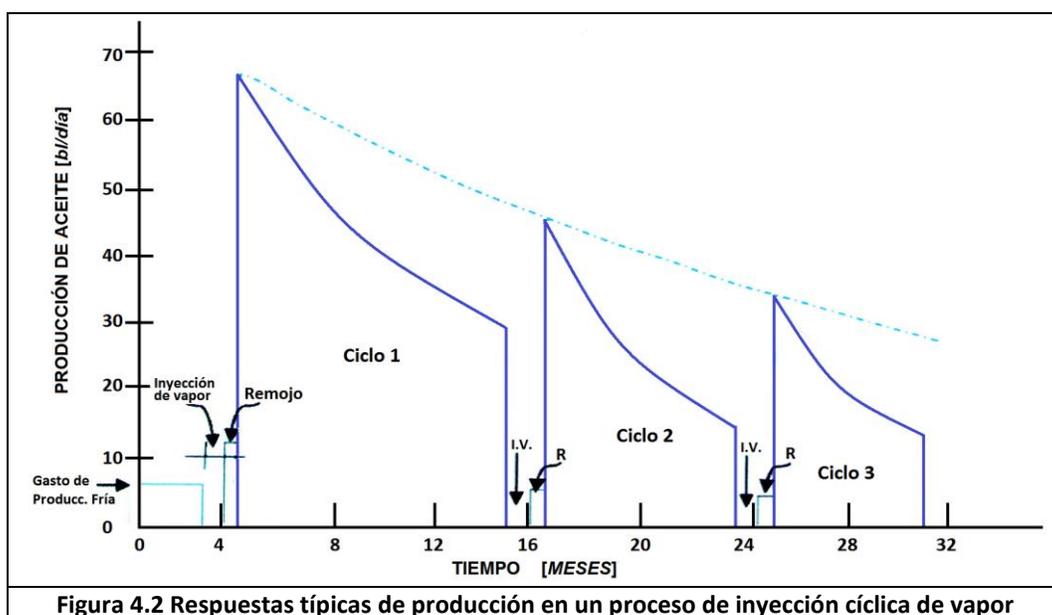


Figura 4.1 Representaci3n esquem3tica de un proceso de inyecci3n c3clica de vapor

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

Una vez abierto a producción, éste producirá a un gasto aumentado durante cierto período de tiempo, que en general puede ser de 4 a 6 meses, para luego declinar su producción. Un segundo ciclo de inyección puede aplicarse, y de nuevo su producción aumentará para declinar posteriormente. Ciclos adicionales pueden aplicarse de manera similar; sin embargo, el aceite recuperado durante los mismos, será cada vez menor.

La figura 4.2 presenta respuestas típicas del comportamiento de la producción en un proceso de inyección alterna de vapor.



Aunque existen variaciones del proceso de inyección cíclica descrito, es evidente que se trata básicamente de un proceso de estimulación, usualmente utilizado para aceites pesados (del orden 8 a 15 °API).

4.2 MECANISMOS DE RECUPERACIÓN EN LA INYECCIÓN CÍCLICA DE VAPOR

El mecanismo principal que hace el proceso de inyección cíclica de vapor, varía de un yacimiento a otro. En general, pueden considerarse dos casos extremos: yacimientos con presión inicial moderadamente alta y yacimientos con baja presión, como lo son generalmente los yacimientos de crudos pesados y de arenas bituminosas. Sin embargo, el factor común a todo tipo de yacimientos, en mayor o menor grado, es la mejora en la razón de movilidad agua-aceite, debido a la disminución en la viscosidad del aceite por efectos del aumento de temperatura. En particular, en el caso de crudos pesados, éste es el mecanismo principal que hace que el aceite produzca.

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

A efecto de entender los mecanismos de producción de aceite por inyección cíclica de vapor, considérese un pozo inicialmente produciendo a un gasto muy bajo (del orden de 5 a 10 [bl/día] para un aceite pesado). El gasto de producción inicial incluso puede ser cero en el caso de aceites muy viscosos (8 a 15 °API).

Con el objeto de minimizar las pérdidas de calor, el vapor es inyectado en el pozo a un gasto bastante alto durante varias semanas. Después de inyectar el volumen deseado de vapor, el pozo se cierra aproximadamente por dos semanas. Éste es el llamado período de remojo (“Soak period”), cuyo propósito es lograr una condensación parcial de todo el vapor inyectado para calentar la formación y los fluidos; así como permitir la distribución uniforme del calor.

Durante la inyección de vapor y los períodos de remojo, la viscosidad del aceite es disminuida dentro de la zona de vapor, ocurriendo expansión térmica del agua y aceite.

Antes de abrir el pozo a producción, la arena calentada por el vapor contiene aceite con alta movilidad, vapor y agua. Cuando la presión en la cara de la arena es disminuida resultado de la producción, uno o varios mecanismos ayudan a desplazar el aceite y los otros fluidos al pozo. Si la presión es bastante alta, el aceite será producido a un gasto mucho mayor que el gasto previo a la inyección como resultado del aumento en la movilidad del aceite.

Un índice frecuentemente utilizado en la evaluación de la inyección cíclica de vapor, es la razón vapor/aceite, ésta razón se define como el volumen de vapor inyectado (condiciones estándar equivalentes de agua) por barriles a condiciones estándar de aceite producido.

4.3 CÁLCULO DE LA RECUPERACIÓN DE ACEITE EN INYECCIÓN CÍCLICA DE VAPOR

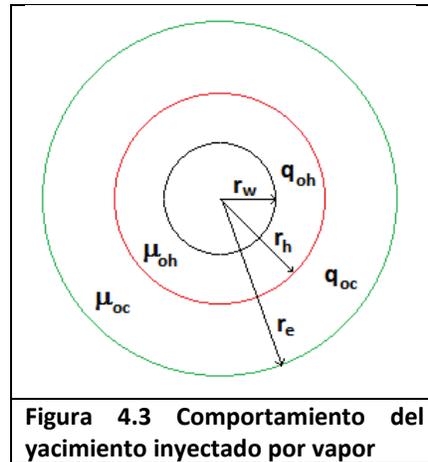
La importancia de predecir el comportamiento de la inyección cíclica radica en el hecho de que permite asegurar la rentabilidad del proyecto. Esto se puede hacer por medio de correlaciones, modelos analíticos, o mediante simuladores numéricos. El uso de correlaciones es un proceso sencillo, pero poco preciso.

La manera más sencilla de calcular la recuperación de aceite mediante estimulación de vapor, se basa en calcular el radio calentado para un determinado gasto de inyección, calidad y presión de vapor, espesor de la formación y propiedades de la roca y fluidos, valiéndose de algún modelo matemático para el calentamiento de la formación, y luego suponer que ocurre flujo radial a través del sistema compuesto de dos elementos de flujo en serie.

Para tal efecto, considérese la figura 4.3, en ella se observa que el primer elemento de flujo se extiende desde el radio del pozo r_w , hasta el radio calentado por el vapor r_h , siendo la viscosidad

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

del aceite en esta zona; μ_{oh} , es decir, la viscosidad del aceite a la temperatura del vapor en la zona calentada. El otro elemento de flujo que se extiende desde el radio calentado r_h , hasta el radio de drene r_e , es la viscosidad del aceite en esta zona μ_{oc} ; es decir, la viscosidad del aceite a la temperatura inicial del yacimiento.



Así, considerando condiciones de flujo radial, espesor uniforme y presión constante en el radio externo, r_e , el gasto de aceite antes de la estimulación q_{oc} , está definido por:

$$q_{oc} = \frac{2\pi(1.127)kh(p_e - p_w)}{\mu_{oc} \ln \frac{r_e}{r_w}} \quad (4.1)$$

donde

- q_{oc} = Gasto de aceite antes de la inyección $\left[\frac{bl}{día} \right]$
- k = Permeabilidad [*darcy*]
- h = Espesor de la formación [*pie*]
- p_e = Presión en el límite exterior [*psia*]
- p_w = Presión del pozo de inyección [*psia*]
- μ_{oc} = Viscosidad del aceite antes de la estimulación [*cp*]
- r_e = Radio de drene [*pie*]
- r_w = Radio del pozo [*pie*]

Si la formación es estimulada a una distancia radial r_h , tal que la viscosidad del aceite en la zona calentada es disminuida a un valor μ_{oh} , entonces el sistema de flujo consiste de dos zonas radiales. Así, el gasto de aceite estimulado q_{oh} está dada por:

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

$$q_{oh} = \frac{2\pi(1.127)kh(p_e - p_w)}{\mu_{oc} \ln \frac{r_e}{r_w} + \mu_{oh} \ln \frac{r_h}{r_w}} \quad (4.2)$$

donde

q_{oh} = Gasto de aceite calentado $\left[\frac{bl}{día}\right]$

k = Permeabilidad [darcy]

h = Espesor de la formación [pie]

p_e = Presión en el límite exterior [psia]

p_w = Presión del pozo de inyección [psia]

μ_{oc} = Viscosidad del aceite antes de la estimulación [cp]

r_e = Radio de drene [pie]

r_w = Radio del pozo [pie]

μ_{oh} = Viscosidad del aceite estimulado [cp]

r_h = Radio de la zona calentada [pie]

Así, la "razón de estimulación" $\frac{q_{oh}}{q_{oc}}$, está dada por:

$$\frac{q_{oh}}{q_{oc}} = \frac{\mu_{oc} \ln \frac{r_e}{r_w}}{\ln \frac{r_h}{r_w} + \frac{\mu_{oc}}{\mu_{oh}} \ln \frac{r_e}{r_w}} = \frac{\ln \frac{r_e}{r_w}}{\frac{\mu_{oh}}{\mu_{oc}} \ln \frac{r_e}{r_w} + \ln \frac{r_e}{r_h}} \quad (4.3)$$

La ecuación 4.3, sólo dará la razón $\frac{q_{oh}}{q_{oc}}$ para un instante dado, puesto que el radio calentado, r_h , al igual que la temperatura y la viscosidad del aceite caliente μ_{oh} , cambian con el tiempo.

Es de señalarse que en la derivación de la ecuación (4.2), se considera que todo el espesor de la formación es afectado por la inyección del vapor.

El proceso de estimulación con vapor es aún más complejo, lo anteriormente expuesto sólo trata de ejemplificar el problema. En efecto, supone que al final del período de inyección, la temperatura de la zona calentada a un tiempo ($t=0$) permanece a una temperatura igual a la temperatura del vapor T_s durante el período de producción, donde el pozo produce a un gasto constante q_{oh} .

Es un hecho que la zona calentada se deteriorará con el tiempo debido a la transferencia de calor a las formaciones adyacentes (V_z), a la conducción radial del calor (V_r), y al calor perdido con los fluidos calientes producidos (δ).

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

Como resultado de las pérdidas de calor, la temperatura de la zona calentada decaerá a una temperatura promedio T_{avg} , a un tiempo ($t > 0$).

4.3.1 MODELO DE BOBERG Y LANTZ²⁶

El modelo de Boberg y Lantz²⁶ considera que la presión del yacimiento es el principal mecanismo de producción, el flujo es radial y aceite monofásico con relativamente baja viscosidad después de la inyección, el yacimiento puede conceptualizarse como varios estratos de arena divididos horizontalmente por capas impermeables, como se muestra en la Figura 4.4.

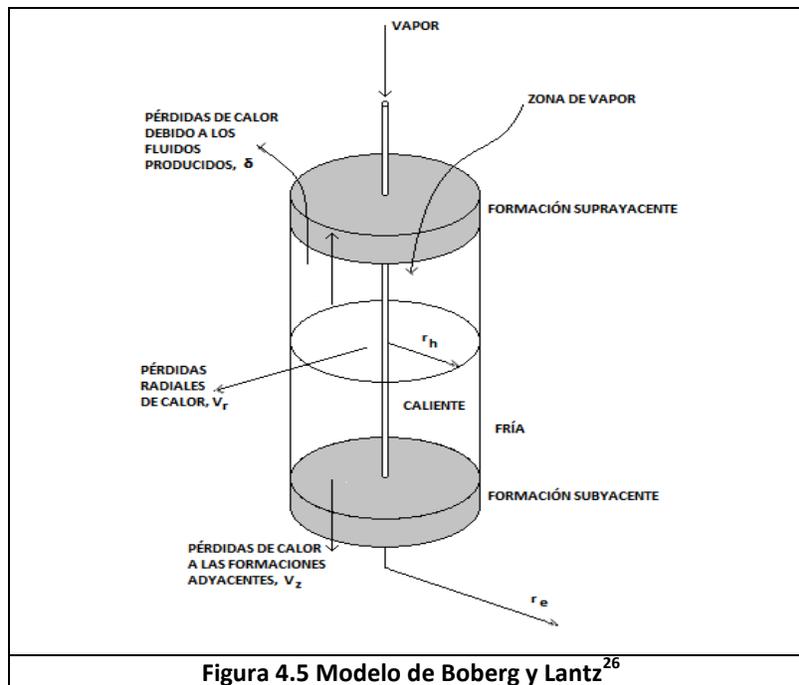


Figura 4.5 Modelo de Boberg y Lantz²⁶

El modelo consiste básicamente en un balance de calor, el cual suministra una temperatura promedio (T_{avg}) para el área calentada en función del tiempo. Esta temperatura es empleada para determinar la viscosidad del aceite caliente (μ_{oh}), la cual se requiere para calcular el gasto estimulado (q_{oh}) en función del tiempo.

La simulación numérica es la forma más recomendable de predecir el comportamiento de un proyecto de recuperación mejorada; sin embargo, en ocasiones es necesario realizar cálculos de manera rápida, y con este objeto se han desarrollado diversos modelos analíticos.

El procedimiento de cálculo en el modelo matemático analítico de Boberg y Lantz²⁶ es el siguiente:

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

1. Dados los datos, calcular la calidad promedio del vapor en la cara de la formación.
2. Usando el método de Marx y Langenheim¹⁹ (Capítulo 3), calcular el radio de la zona calentada (r_h) al final del período de inyección ($t=0$), considerando que la zona calentada tiene forma cilíndrica.
3. La temperatura promedio (T_{avg}) de la región calentada o regiones calentadas, en el caso de yacimientos con arenas múltiples después de terminada la inyección de vapor está dada por:

$$T_{avg} = T_r + (T_s - T_r)\{v_r v_z(1 - \delta) - \delta\} \quad (4.4)$$

donde

T_{avg} = Temperatura promedio de la región calentada [$^{\circ}F$]

T_r = Temperatura del yacimiento [$^{\circ}F$]

T_s = Temperatura del vapor [$^{\circ}F$]

v_r = Pérdidas de calor por conducción radial (adimensional)

v_z = Pérdidas de calor a las formaciones adyacentes (adimensional)

δ = Energía removida por los fluidos producidos por unidad de tiempo (adimensional)

Suponiendo enfriamiento por conducción de la zona calentada. Los términos v_r y v_z en la ecuación (4.5) son las soluciones unitarias de la ecuación de calor en la dirección radial y vertical respectivamente. Para el caso de una sola arena, v_r y v_z pueden evaluarse mediante las siguientes ecuaciones:

$$\bar{v}_r = 0.180304 - 0.41269x + 0.18217x^2 + 0.149516x^3 + 0.024183x^4 \quad (4.5)$$

donde

$$x = \log\left(\frac{K_{hob} t}{M_{ob} r_h^2}\right) \quad (4.6)$$

donde

$$v_z = 0.474884 - 0.56832y - 0.239719y^2 - 0.035737y^3 \quad (4.7)$$

donde

$$y = \log\left(\frac{4K_{hob} t}{M_{ob} h^2}\right) \quad (4.8)$$

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

donde

$$\bar{h} = \frac{h_t t_D}{F_1} \quad (4.9)$$

donde

F_1 = Función de Marx y Langenheim¹⁹ (Ecuación 3.23)

K_{hob} = Conductividad térmica de las capas supra y subyacentes $\left[\frac{BTU}{h-pie^2-^{\circ}F} \right]$

M_{ob} = Capacidad calorífica de las capas supra y subyacentes $\left[\frac{BTU}{pie^3-^{\circ}F} \right]$

t = Tiempo de inyección [horas]

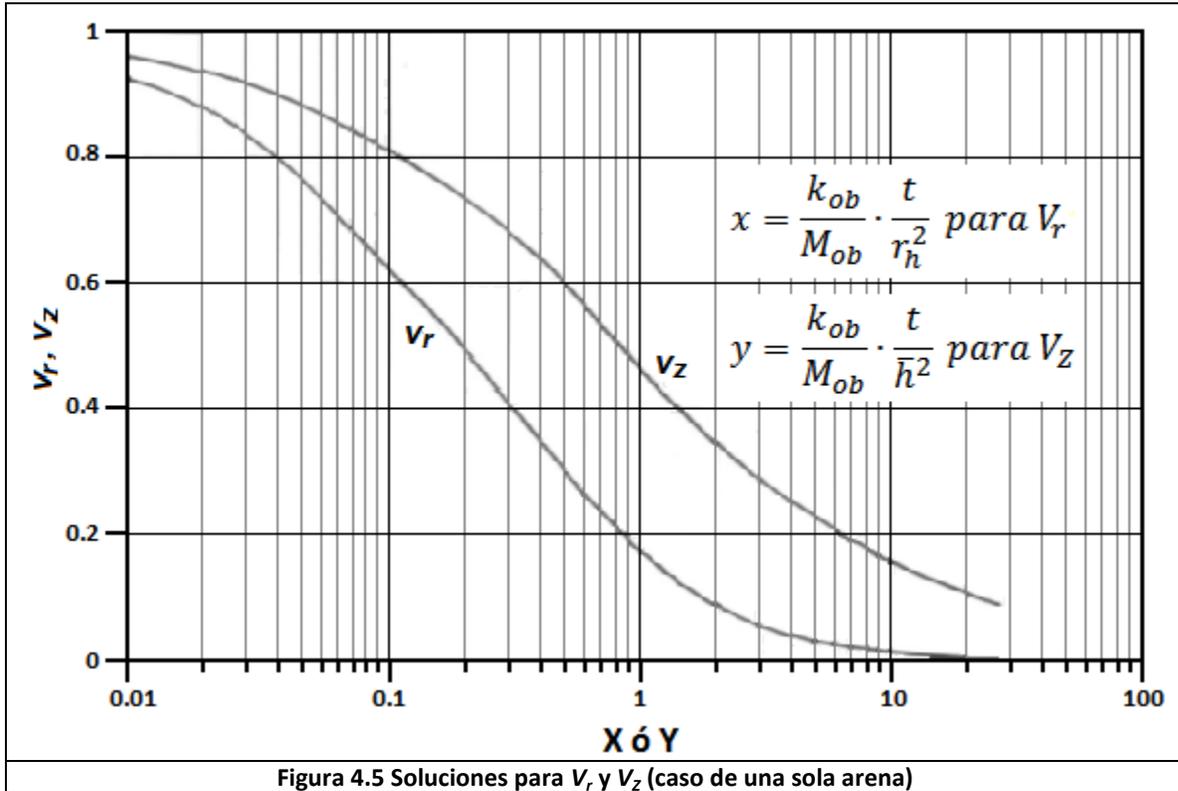
t_D = Tiempo adimensional (Ecuación 3.25)

h_t = Espesor total de la formación [pie]

\bar{h} = Espesor aumentado de la formación [pie]

La figura 4.5 presenta soluciones para v_r y v_z vs el parámetro x e y , la cual puede utilizarse en vez de las ecuaciones antes descritas.

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor



Para el caso de arenas múltiples, las soluciones dadas por Boberg y Lantz²⁶ deben evaluarse numéricamente. Los términos T_r y T_s , se refieren a las temperaturas del yacimiento y del vapor, respectivamente. Al igual que T_{avg} se expresan en [°F].

El término δ es una cantidad adimensional dependiente del tiempo, representa la energía removida por medio de los fluidos producidos, y está definida por:

$$\delta = \frac{1}{2} \int_0^t \frac{H_f}{\pi r_h^2 \bar{h} M_s (T_s - T_r)} dt \quad (4.10)$$

donde

δ = Energía removida por los fluidos producidos (adimensional)

M_s = Capacidad calorífica de la formación $\left[\frac{BTU}{pie^3 \cdot ^\circ F} \right]$

r_h = Radio de la región calentada [pie]

\bar{h} = Espesor aumentado de la formación [pie]

T_r = Temperatura del yacimiento [°F]

T_s = Temperatura del vapor [°F]

H_f = Gasto de calor removido con los fluidos producidos $\left[\frac{BTU}{día} \right]$, obtenida mediante:

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

$$H_f = q_{oh}(H_{o,g} + H_{w,s}) \quad (4.11)$$

donde

$$q_{oh} = \text{Gasto de aceite estimulado} \left[\frac{bl}{día} \right]$$

$$H_{o,g} = \text{Calor removido por el aceite y el gas producidos} \left[\frac{BTU}{bl} \right]$$

$$H_{w,s} = \text{Calor removido por el agua y el vapor} \left[\frac{BTU}{bl} \right]$$

El calor removido de la formación por el aceite y gas producidos, se determina mediante:

$$H_{o,g} = (5.615\rho_o c_o + R_g c_g)(T_{avg} - T_r) \quad (4.12)$$

donde

$$H_{o,g} = \text{Calor removido por el aceite y el gas} \left[\frac{BTU}{bl} \right]$$

R_g = Razón gas/aceite total producido $\left[\frac{pie^3@c.s.}{bl@c.s.} \right]$. R_g está basada en el gas seco. Por lo que debe corregirse si contiene vapor de agua.

$$\rho_o = \text{Densidad del aceite a condiciones estándar} \left[\frac{lb}{pie^3} \right]$$

$$c_o = \text{Calor específico del aceite en el intervalo, } T_r \rightarrow T_{avg} \left[\frac{BTU}{lb-°F} \right]$$

$$c_g = \text{Calor específico del gas en el intervalo, } T_r \rightarrow T_{avg} \left[\frac{BTU}{lb-°F} \right]$$

El calor sensible y latente removido de la formación por el agua y el vapor producidos, se estima mediante:

$$H_{w,s} = 5.615\rho_w[R_w(H_w - H_r) + R_s L_v] \quad (4.13)$$

donde

$$H_{w,s} = \text{Calor removido por el agua y el vapor producidos} \left[\frac{BTU}{bl} \right]$$

$$\rho_w = \text{Densidad del agua a condiciones estándar, } 62.4 \left[\frac{lb}{pie^3} \right]$$

$$H_w = \text{Entalpia del agua a } T_{avg} \left[\frac{BTU}{lb} \right]$$

$$H_r = \text{Entalpia del agua a } T_r \left[\frac{BTU}{lb} \right]$$

$$L_v = \text{Calor latente de vaporización} \left[\frac{BTU}{lb} \right]$$

$$R_w = \text{Razón agua/aceite producido} \left[\frac{bl@c.s.}{bl@c.s.} \right]$$

R_s = Agua producida en estado de vapor por barril de aceite producido a condiciones estándar $\left[\frac{bl@c.s.}{bl@c.s.} \right]$, se determina por:

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

$$R_s = \frac{1}{5.615} \frac{\rho_g R_g}{p_w} \frac{p_s}{p_w - p_s} \approx 1.6 \times 10^{-4} R_r \left(\frac{p_s}{p_w - p_s} \right) \quad (4.14)$$

Con las siguientes condiciones:

Si $p_s > p_w$, Toda el agua es producida como vapor y $R_s = R_w$.

Si $p_s < p_w$, R_s se calcula con la ecuación (4.15). Sin embargo, R_s no debe exceder a R_w .

p_w = Presión en el fondo del pozo [psia]

p_s = Presión de saturación del vapor a T_{avg} [psia]

La ecuación (4.5) para determinar T_{avg} , debe resolverse a través de iteraciones puesto que δ es una función de T_{avg} . Cuando el valor de δ es próximo a la unidad puede resultar que la ecuación (4.5) arroje valores de T_{avg} menores que T_r . Puesto que ésta condición es físicamente imposible debido a que una vez calentada la formación su temperatura no retorna a la temperatura inicial, cuando esto ocurra, se debe hacer $T_{avg} = T_r$.

4. Una vez determinada la temperatura promedio (T_{avg}) mediante las ecuaciones anteriores, se determina μ_{oh} a T_{avg} y finalmente se calcula q_{oh} mediante la ecuación (4.2). Dado que inicialmente la presión en el límite exterior (p_e) se consideró constante, en el caso que la presión en el límite exterior decline, la razón de estimulación estará dada por:

$$\frac{q_{oh}}{q_{oc}} = \frac{1}{C_1 + \frac{\mu_{oh}}{\mu_{oc}} C_2} \quad (4.15)$$

donde

$$C_1 = \frac{\ln\left(\frac{r_e}{r_w}\right) - \frac{1}{2} + \frac{r_h^2}{2r_e^2}}{\ln\left(\frac{r_e}{r_w}\right) - \frac{1}{2}} \quad \text{y} \quad C_2 = \frac{\ln\left(\frac{r_h}{r_w}\right) - \frac{r_h^2}{2r_e^2}}{\ln\left(\frac{r_e}{r_w}\right) - \frac{1}{2}} \quad (4.16)$$

El factor de daño ("skin effect") de la formación, previo a la estimulación, puede considerarse utilizando un radio efectivo del pozo en las ecuaciones anteriores, definido por:

$$r_w = \bar{r}_w e^{-S} \quad (4.17)$$

donde

\bar{r}_w = Radio nominal (o actual) del pozo [pie]

S = Factor de daño (adimensional). Si el daño alrededor del pozo tiene como consecuencia la reducción de la permeabilidad a un valor K_d [darcy] hasta un radio r_d , el valor de S se puede obtener de:

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

$$S = \left(\frac{k}{k_d} - 1 \right) \ln \left(\frac{r_d}{r_w} \right) \quad (4.18)$$

En algunos casos, los depósitos de asfaltenos pueden originar altos factores de daño. Así, este y otros daños se pueden producir por calentamiento, de tal manera que el valor de S se reduce a S_r después de la estimulación, por lo que C_1 y C_2 están dadas por:

$$c_1 = \frac{S_r + \ln \left(\frac{r_h}{r_w} \right)}{S + \ln \left(\frac{r_e}{r_w} \right)} \quad \text{y} \quad c_2 = \frac{\ln \left(\frac{r_e}{r_h} \right)}{S + \ln \left(\frac{r_e}{r_w} \right)} \quad (4.19)$$

Para el caso de p_e constante. Una forma similar puede obtenerse para el caso de p_e decreciente.

El procedimiento antes descrito puede ser utilizado para predecir la producción como función del tiempo, dando una curva similar a la mostrada en la Figura 4.2.

5. Los cálculos para los ciclos siguientes se realizan de una manera similar, con la diferencia de que se debe tomar en cuenta el calor residual en el yacimiento durante el ciclo precedente. La energía remanente existente en la formación se puede calcular con:

$$C_r = \pi r_h^2 M_s h (T_{avg} - T_r) \quad (4.20)$$

donde

C_r = Calor remanente [BTU]

r_h = Radio de la zona calentada [pie]

M_s = Capacidad calorífica de la formación $\left[\frac{BTU}{pie^3 \cdot ^\circ F} \right]$

h = Espesor de la formación [pie]

T_{avg} = Temperatura promedio [$^\circ F$]

T_r = Temperatura del yacimiento [$^\circ F$]

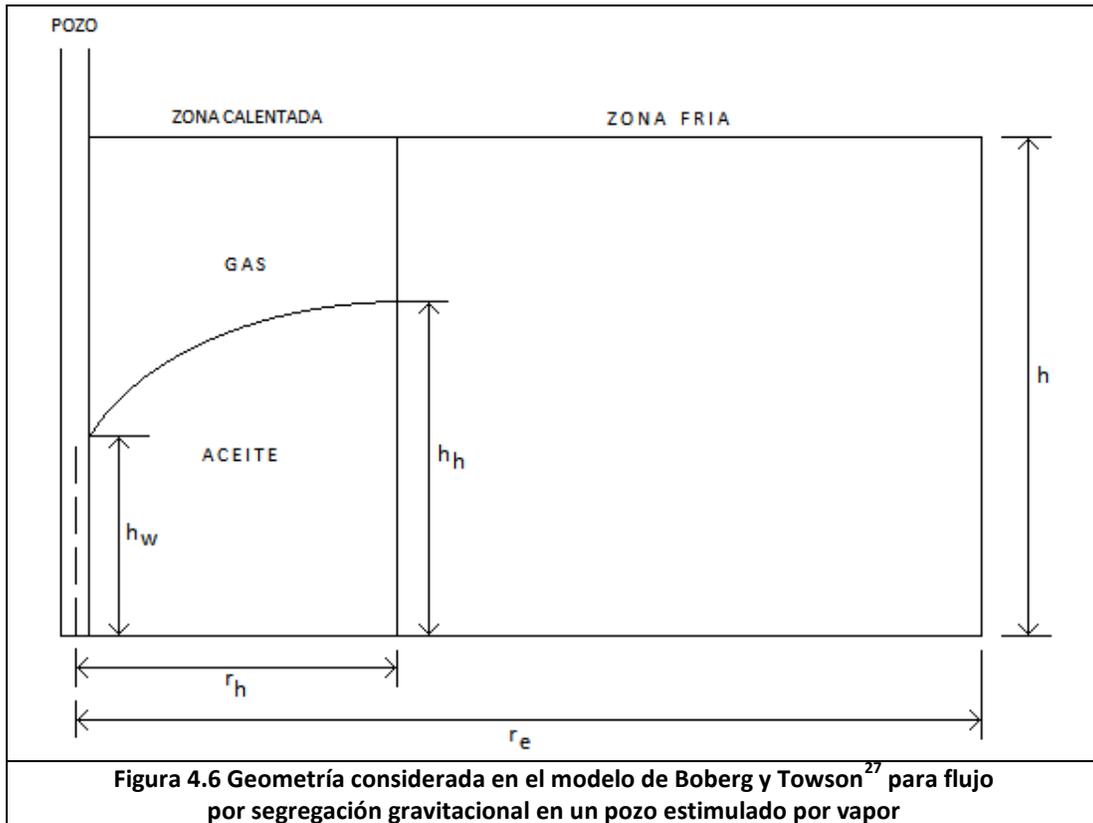
Una forma aproximada de tomar en cuenta esta energía, es sumándola al calor inyectado durante el ciclo siguiente, suponiendo que el yacimiento se encuentra a la temperatura original T_r . Esto sin embargo, supone que las capas supra y subyacentes se encuentran a la temperatura original del yacimiento. Como consecuencia, las pérdidas de calor calculadas serían mayores que las pérdidas de calor verdaderas.

Una limitación del modelo de Boberg y Lantz²⁶, es que considera constantes las saturaciones de los fluidos en el yacimiento, por lo que los resultados para los ciclos después del primero son irreales.

4.3.2 MODELO DE BOBERG Y TOWSON²⁷

En muchos yacimientos, las presiones son bajas, y cuando éste es sometido a un proceso de inyección cíclica de vapor, el mecanismo que impera en el yacimiento es la segregación gravitacional. Como resultado, el flujo por gravedad puede dominar en la fase de producción.

Dependiendo del gasto de aceite “frío” a la zona calentada, donde una forma de flujo está presente, la zona calentada puede desaturarse parcialmente; es decir, una superficie libre puede desarrollarse. Esto se muestra en la Figura 4.6, donde una zona de gas se ha desarrollado arriba del aceite dentro del volumen de arena calentada, y parte en la zona fría (ésta se despreciará en el siguiente análisis).



Dada la altura de la columna de aceite h_h , el radio calentado r_h , y el nivel del fluido en el pozo h_w , el gasto del aceite estimulado está definido por:

$$q_{oh} = \frac{\pi(1.27)\rho_o g k_o (h_h^2 - h_w^2)}{\mu_o \left(\ln \frac{r_h}{r_w} - \frac{1}{2} \right)} \quad (4.21)$$

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

donde

q_{oh} = Gasto de aceite en la zona calentada $\left[\frac{bl}{día}\right]$

ρ_o = Densidad del aceite de la zona calentada $\left[\frac{lb}{pie^3}\right]$

g = Factor de conversión ($g=1/144$)

k_o = Permeabilidad efectiva del aceite de la zona calentada [*darcy*]

h_h = Altura de la columna de aceite [*pie*]

h_w = Nivel del fluido en el pozo [*pie*]

r_h = Radio de la zona calentada [*pie*]

r_w = Radio del pozo [*pie*]

μ_o = Viscosidad del aceite de la zona calentada [*cp*]

Boberg y Towson²⁷, proponen el uso de la ecuación (4.21) y la ecuación (4.2), calculando el gasto de aceite en ambas ecuaciones y eligiendo la mayor de las dos. El esquema de cálculo es igual al presentado por Beberg y Lantz²⁶, con la diferencia de que adicionalmente debe efectuarse un cálculo para tomar en cuenta la altura de la columna de aceite h_h , que debe determinarse a cada tiempo.

El procedimiento para el cálculo de h_h es el siguiente:

1. Se calcula el gasto de aceite de la zona fría de radio r_e , a la zona calentada de radio r_h , usando la ecuación de flujo radial. Con esto se obtiene q_{oc} , el gasto de aceite a la zona calentada. Entonces, la altura promedio de la zona calentada al tiempo $(n+1)$, se relaciona a la altura al tiempo (n) , el tiempo anterior, mediante la ecuación:

$$h^{n+1} = h^n - \frac{(q_{oh} - q_{oc})\Delta t(5.615)}{\pi\phi(r_h^2 - r_w^2)(S_{oi} - S_{or})} \quad (4.22)$$

donde

q_{oh} = Gasto de aceite en la zona calentada $\left[\frac{bl}{día}\right]$

q_{oc} = Gasto de aceite $\left[\frac{bl}{día}\right]$

Δt = Diferencia de tiempo [*día*]

ϕ = Porosidad [*fracción*]

r_h = Radio de la zona calentada [*pie*]

r_w = Radio del pozo [*pie*]

S_{oi} = Saturación de aceite en la zona drenada por segregación gravitacional [*fracción*]

S_{or} = Saturación de aceite residual [*fracción*]

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

2. Habiendo encontrado la altura promedio h^{n+1} , la altura de la columna de aceite en la zona calentada h_h , está dada por:

$$h_h = 4h^{n+1}B - \sqrt{16(h^{n+1})^2B^2 - h_w^2 - 8(h^{n+1})^2B} \quad (4.23)$$

donde B está definida como:

$$B = \left(\ln \frac{r_h}{r_w} - \frac{1}{2} \right) \quad (4.24)$$

3. A un tiempo inicial Δt , se calcula q_{oh} para flujo radial (Ecuación 4.2) y q_{oh} para flujo por segregación gravitacional (Ecuación 4.22), se escoge el mayor de los gastos que considera un mayor calentamiento, y se supone que éste será el gasto promedio para ese tiempo inicial. Se calcula la T_{avg} (Ecuación 4.5) y finalmente se calcula el nuevo valor de h_h , procediéndose al siguiente tiempo.

4.4 CRITERIOS DE DISEÑO PARA LA SELECCIÓN DEL YACIMIENTO EN UN PROCESO DE INYECCIÓN CÍCLICA DE VAPOR

Establecer los criterios que garanticen un buen proyecto de inyección cíclica en un yacimiento dado, resulta una tarea difícil. La mayoría de los criterios de diseño están basados en experiencias de campo.

Los criterios de selección involucran una serie de condiciones de las propiedades del aceite y del yacimiento, los cuales determinan el método de recuperación más adecuado. Estos criterios se realizan con base en pruebas de laboratorio, resultados de otros campos y simulación numérica.

A continuación se mencionan los criterios de selección para proyectos de inyección de vapor:

Aceite in situ.- Se cree comúnmente que debe ser del orden de $0.97 [bl/m^2 -m]$ ó más, con la finalidad de que el proyecto resulte económicamente exitoso.

Permeabilidad.- Debe ser lo suficientemente alta como para permitir una inyección rápida de vapor y un gasto alto de aceite.

Viscosidad del aceite.- Los métodos térmicos son recomendables para aceites con viscosidades altas, dado que presentan una importante reducción de la viscosidad con el incremento de temperatura. El mayor éxito se obtiene cuando ésta es del orden de $4,000 [cp]$ a condiciones del

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

yacimiento, aunque existen proyectos exitosos donde la viscosidad es baja, del orden de 200 [cp]. La gravedad del aceite es conveniente en el rango de 8 a 15°API.

Profundidad.- La máxima profundidad práctica son 915 [m], aun cuando es preferible valores de profundidad menores, ya que no es recomendable para mayores profundidades debido a las grandes pérdidas de calor a lo largo de la tubería, además de que la presión requerida para la inyección del vapor provoca que la temperatura del vapor también sea alta para evitar la condensación del vapor.

Gasto de inyección.- Debe ser tan alto como sea posible, con la finalidad de inyectar el calor requerido (del orden de 10-50 MM BTU/pie de espesor por ciclo) en el menor tiempo posible. De esta forma se disipa menos el calor.

Presión del yacimiento. Es conveniente que sea moderadamente alta, del orden de 1,400 [psi], aunque existen proyectos exitosos donde la presión del yacimiento es baja, del orden de 40 [psi].

Espesor de la arena: Para asegurar que los fluidos inyectados ingresen en el yacimiento, se recomienda que la inyección de vapor se aplique a yacimientos de arenas. El espesor de arena debe ser superior a 6 [m].

Tiempo de remojo.- Puede ser de 1 a 4 días, aunque se han utilizado períodos mucho más largos.

Producción estimulada.- Se puede extender hasta 24 meses, aunque en algunos casos dura muy poco, del orden de 4 meses.

Tiempo de inyección.- Es normalmente de 3 semanas, y el número de ciclos es generalmente de 3, aunque se han reportado casos de hasta 22 ciclos.

Cantidad del vapor.- Es una variable difícil sobre la cual decidir. Posiblemente la mejor guía se obtiene en base al radio calentado que se desea obtener.

Saturación de aceite.- Es recomendable una alta saturación de aceite, pues el agua posee una capacidad calorífica de aproximadamente dos veces la del aceite. Por lo tanto, de existir una gran cantidad de agua, se requerirá más energía calorífica para aumentar la temperatura del yacimiento. Adicionalmente, una alta saturación de aceite implica una mayor producción y por lo tanto, la rentabilidad del proyecto.

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

En la tabla 4.1 se presentan los criterios de selección para proyectos de inyección de vapor. La tabla corresponde al trabajo realizado por J.J. Taber, F.D. Martin y Seright²⁸.

Criterios de selección técnicos		
	Recomendados	Proyectos actuales
Aceite		
Densidad, °API	8 a 25	8 a 27
Viscosidad [cp]	<100,000	10 a 137,000
Composición	No crítica pero algunas fracciones ligeras ayudan a la destilación con el vapor	
Yacimiento		
Saturación de aceite, (%)	>40	35 a 90
Tipo de formación	Arenas con muy altas permeabilidad y porosidad preferentemente	
Espesor neto [pie]	>20	
Permeabilidad promedio [md]	>200	63 a 10,000
Transmisibilidad $\left[\frac{md-pie}{cp}\right]$	>50	
Profundidad [pie]	<5,000	150 a 4,000
Temperatura [°F]	No crítica	60 a 280
Limitaciones: La saturación de aceite debe ser alta y el espesor del yacimiento debe ser mayor a 20 [pie] para minimizar las pérdidas de calor a las formaciones adyacentes. La inyección de vapor no es usual en yacimientos carbonatados debido a los altos requerimientos de vapor para calentar la formación.		
Tabla 4.1 Criterios de selección para inyección de vapor (continua y cíclica)		

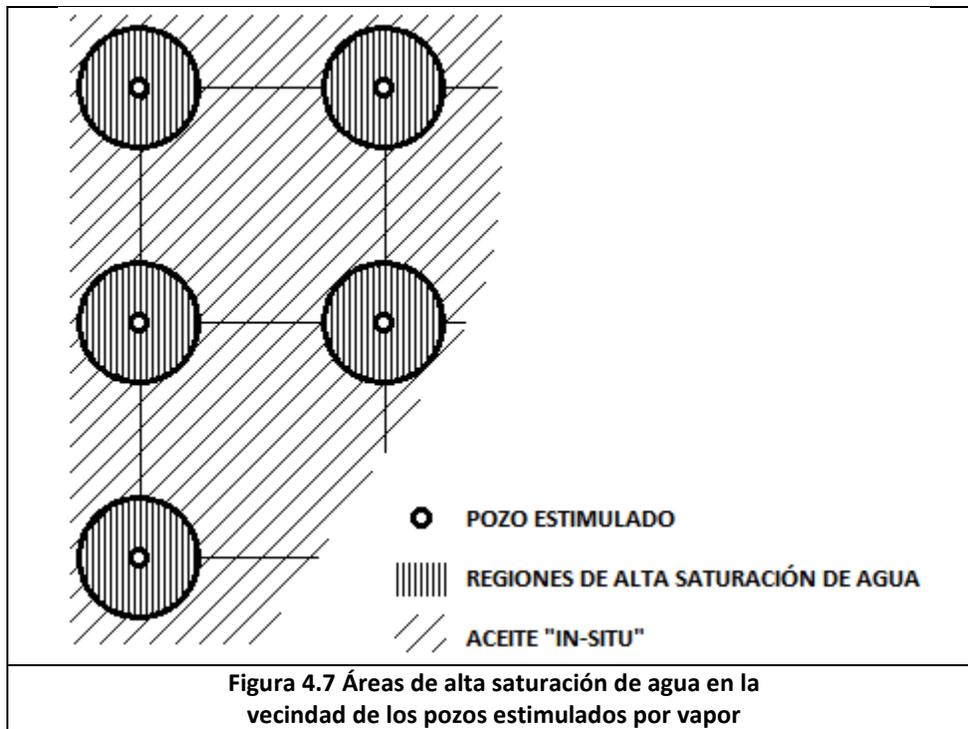
La tabla 4.1 muestra que los criterios de selección son los mismos en el caso de inyección continua y para inyección cíclica de vapor; sin embargo, en el caso de la inyección cíclica puede diferir; por ejemplo, la permeabilidad del yacimiento puede ser menor debido a que no es necesario que el vapor penetre en todo el yacimiento; otra propiedad que suele variar es la viscosidad del aceite, pues debido a que no necesita ser desplazado a lo largo del yacimiento puede tener una viscosidad más grande y producirse por otros mecanismos.

Un aspecto importante no mencionado en la tabla 1, es el mecanismo de producción predominante en el yacimiento, el cual es el mecanismo de producción que provoca el flujo de aceite hacia el pozo después de la estimulación con vapor, y por lo tanto afecta el rendimiento del proyecto.

4.5 DESVENTAJAS DE LA ESTIMULACIÓN CON VAPOR

La inyección cíclica de vapor es básicamente un proceso de estimulación. Se cree que en yacimientos de crudos pesados, donde la recuperación primaria es del orden del 10% de aceite "in-situ", la recuperación por estimulación con vapor, incluyendo la primaria, es del orden del 15 al 20%.

Posiblemente una de las principales desventajas de la estimulación con vapor, es que sólo una parte del agua inyectada como vapor (30-35%) es producida cuando el pozo se abre a producción. Esto implica que grandes cantidades del agua de inyección permanezca en el yacimiento formando zonas de alta saturación de agua alrededor de los pozos productores. Tales regiones de alta saturación de agua, pueden derivar en que la aplicación futura de algún proceso de recuperación del tipo de desplazamiento, resulten difíciles o ineficientes. La figura 4.7, ilustra áreas con altas saturación de agua en la vecindad del pozo estimulado.



La estimulación con vapor puede ser indeseable en áreas donde ocurra un hundimiento activo de la tierra (subsistencia). En algunos yacimientos, alrededor del 35% del aceite producido ha sido atribuido a la compactación de la roca yacimiento y al hundimiento de la superficie que la acompaña. La compactación de la roca yacimiento se puede prevenir mediante la aplicación de procesos de recuperación del tipo desplazamiento, donde el yacimiento se mantiene a una alta presión. Adicionalmente, la compactación podría causar cambios en la estructura y propiedades de la roca, los cuales serán desfavorables desde el punto de vista de recuperación.

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

Otra consideración desfavorable en la estimulación con vapor es la expansión de las arcillas sensibles al agua, puesto que al ponerse en contacto con el vapor pueden dañar la permeabilidad del yacimiento.

Se puede decir que aunque la inyección cíclica de vapor es económicamente atractiva, es importante estudiar cuidadosamente los diferentes aspectos del proceso, desde el punto de vista de recuperación final. Mientras que en muchos yacimientos la inyección cíclica de vapor puede ser un método de recuperación efectivo, en algunos casos puede ser más ventajoso usar un proceso de recuperación del tipo desplazamiento, ya sea miscible o inmisible.

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

5. Criterios de selección en los procesos de inyección cíclica de vapor

En el presente capítulo se realizó la simulación numérica de un proceso de recuperación térmica mediante la inyección cíclica de vapor para un arreglo de siete pozos.

5.1 Simulación Numérica de Inyección de Vapor

La primera etapa del modelado, consistió en calcular las pérdidas de calor en la tubería de producción, mediante un modelado de soluciones analíticas, empleando ecuaciones de transferencia de calor.

La segunda etapa de modelado, consistió en la generación de un modelo numérico que represente un yacimiento, donde se implementó el proceso de inyección cíclica de vapor a efecto de verificar mediante este modelo, el impacto en la producción de las propiedades del yacimiento de acuerdo a los parámetros propuestos por Taber, Martin y Seright²⁸.

5.1.1 Pérdidas de calor en la Tubería de Producción

Mediante el método de Willhite⁷ expuesto en el capítulo 2, se determinaron las pérdidas de calor en la tubería de producción. Para ello se tomaron en cuenta las características del modelo mostradas en la tabla 5.1.

Adicionalmente se considera que el cálculo parte del hecho de que en las líneas superficiales no existen pérdidas de calor; es decir, la inyección de vapor se lleva a cabo a boca de pozo, con una calidad del vapor de 80%.

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

<i>Parámetro</i>	<i>Símbolo</i>	<i>Valor</i>	<i>Unidad</i>
Temperatura de inyección	T_s	530	[°F]
Radio del pozo	r_e	4.25	[pg]
Profundidad	D	2983	[pie]
Temperatura original de la formación	T_e	90	[°F]
Tiempo de inyección	T	25	[días]
Radio externo de la TP	r_{to}	0.146	[pie]
Radio interno de la TP	r_{ti}	0.125	[pie]
Radio externo de la TR	r_{co}	0.318	[pie]
Radio interno de la TR	r_{ci}	0.290	[pie]
Radio externo del aislante	r_{ins}	0.188	[pie]
Conductividad térmica de la formación	K_{he}	0.65314	$\left[\frac{BTU}{hr - pie - °F} \right]$
Conductividad térmica del cemento	K_{hcem}	0.2	$\left[\frac{BTU}{hr - pie - °F} \right]$
Conductividad térmica del aislante	K_{hins}	0.021964	$\left[\frac{BTU}{hr - pie - °F} \right]$
Emisividad térmica de la TR	ε_{ci}	0.9	
Emisividad térmica de la TP	ε_{ti}	0.9	
Emisividad térmica del aislante	ε_{ins}	0.85	
Difusividad térmica de la formación	α	0.04	$\left[\frac{pie^2}{hr} \right]$

Tabla 5.1 Características generales del modelo

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

En la figura 5.1 se presenta el estado mecánico de un pozo. Se considera que todos los pozos fueron revestidos con las características que en la figura se exponen, de tal manera que el análisis permita determinar las pérdidas de calor en la tubería de producción. El estudio se lleva a cabo de manera particular en un pozo con una profundidad de 2,983 [pie].

Adicionalmente, a detalle se observa en la figura 5.1 que en la TR se emplean roscas Buttress.

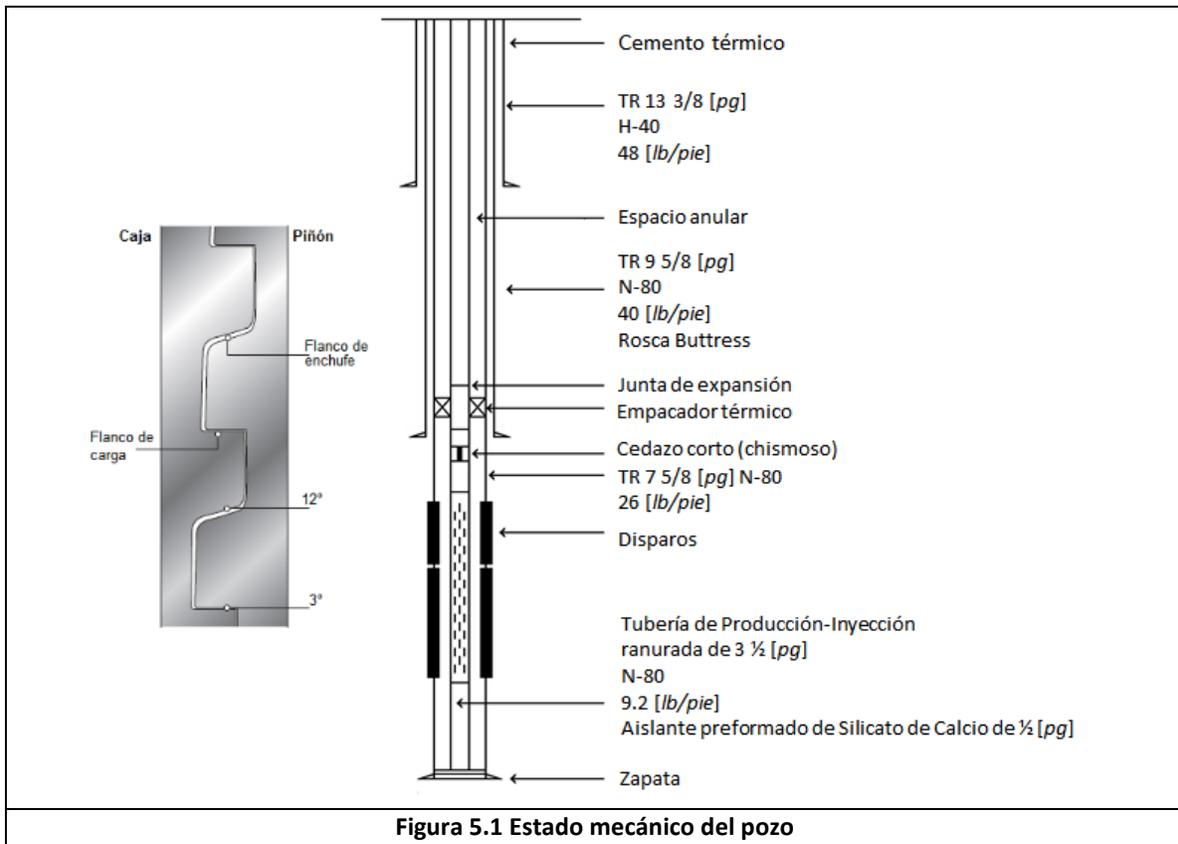


Figura 5.1 Estado mecánico del pozo

De manera detallada, a continuación se describe el procedimiento de cálculo para determinar las pérdidas de calor en el pozo.

- a) Calcular la función de transferencia de calor, $f(t)$, para un período de inyección de 25 días. Mediante la ecuación 2.89 suponiendo que el radio de la zona calentada es igual al radio externo de la TR; es decir, $r_h = r_{co}$.

$$f(t) = \ln \frac{2\sqrt{\alpha t}}{r_h} - 0.29 = \ln \frac{2\sqrt{0.04 \times 600}}{0.318} - 0.29 = 3.1387$$

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

b) Cálculo del factor de forma, ε , a partir de la ecuación 2.81.

$$\varepsilon = \left[\frac{1}{\varepsilon_{ins}} + \frac{r_{ins}}{r_{ci}} \left(\frac{1}{\varepsilon_{ci}} - 1 \right) \right]^{-1} = \left[\frac{1}{0.85} + \frac{0.188}{0.290} \left(\frac{1}{0.9} - 1 \right) \right]^{-1} = 0.8011$$

c) Cálculo de la temperatura de la superficie externa de la TR, T_{co} , mediante la ecuación 2.102. Para ello, es necesario suponer la temperatura del aislante, T_{ins} ; mediante la siguiente expresión:

$$T_{ins} = \frac{T_s + T_e}{2} = \frac{530 + 90}{2} = 310 [^{\circ}F]$$

Con este valor supuesto, se determina T_{co} .

$$T_{co} = T_e + \frac{K_{hins} f(t)}{K_{he} \ln \left(\frac{r_{ins}}{r_{to}} \right)} (T_s - T_{ins}) = 90 + \frac{0.021964 \times 3.1387}{0.65314 \times \ln \left(\frac{0.188}{0.146} \right)} (530 - 310) = 182.4 [^{\circ}F]$$

d) Cálculo de la temperatura promedio, T_{avg} , mediante la ecuación 2.65.

$$T_{avg} = \frac{(T_{surf} + T_a)}{2} = \frac{(310 - 182.4)}{2} = 246.2 [^{\circ}F]$$

Determinación de la conductividad térmica del fluido en el espacio anular, K_{ha} , mediante la ecuación 2.58.

$$\begin{aligned} K_{ha} &= 0.01328 + 2.471 \times 10^{-5} T - 4.247 \times 10^{-9} T^2 \\ &= 0.01328 + 2.471 \times 10^{-5} \cdot 246.2 - 4.247 \times 10^{-9} \cdot 246.2^2 \\ &= 0.019106176 \left[\frac{BTU}{hr - pie - ^{\circ}F} \right] \end{aligned}$$

Para la determinación de la viscosidad del fluido en el espacio anular, μ_a , se emplea la ecuación 2.59.

$$\begin{aligned} \mu_a &= 0.04 + 6.155 \times 10^{-5} T - 1.22 \times 10^{-8} T^2 \\ &= 0.04 + 6.155 \times 10^{-5} \cdot 246.2 - 1.22 \times 10^{-8} \cdot 246.2^2 \\ &= 0.054401813 \left[\frac{lb}{pie - hr} \right] \end{aligned}$$

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

El cálculo del calor específico del fluido en el espacio anular, C_{pa} , a través de la ecuación 2.60 se tiene:

$$\begin{aligned} C_{pa} &= 0.2381 + 1.39 \times 10^{-5}T + 1.027 \times 10^{-8}T^2 \\ &= 0.2381 + 1.39 \times 10^{-5} \cdot 246.2 + 1.027 \times 10^{-8} \cdot 246.2^2 \\ &= 0.242244693 \left[\frac{BTU}{lb - ^\circ F} \right] \end{aligned}$$

Para determinar la densidad del fluido en el espacio anular, ρ_a , se emplea la ecuación 2.61 obteniéndose:

$$\begin{aligned} \rho_a &= 8.55865 \times 10^{-2} - 1.5531 \times 10^{-4}T + 1.65602 \times 10^{-7}T^2 - 6.92225 \times 10^{-11}T^3 \\ &= 8.55865 \times 10^{-2} - 1.5531 \times 10^{-4} \cdot 246.2 + 1.65602 \times 10^{-7} \cdot 246.2^2 \\ &\quad - 6.92225 \times 10^{-11} \cdot 246.2^3 = 0.05635401 \left[\frac{lb}{pie^3} \right] \end{aligned}$$

Finalmente se determina el coeficiente de expansión térmica del fluido en el espacio anular, β_a , mediante la ecuación 2.63.

$$\begin{aligned} \beta_a &= 2.15844 \times 10^{-3} - 3.89367 \times 10^{-6}T + 4.12773 \times 10^{-9}T^2 - 1.71867 \times 10^{-12}T^3 \\ &= 2.15844 \times 10^{-3} - 3.89367 \times 10^{-6} \cdot 246.2 + 4.12773 \times 10^{-9} \cdot 246.2^2 \\ &\quad - 1.71867 \times 10^{-12} \cdot 246.2^3 = 0.00142437 [^\circ F^{-1}] \end{aligned}$$

e) Cálculo del coeficiente de transferencia de calor por radiación entre la superficie externa del aislante y la superficie interna de la TR, h'_r , empleando la ecuación 2.80.

$$\begin{aligned} h'_r &= \sigma \varepsilon (T'^2_{ins} + T'^2_{ci}) (T'_{ins} + T'_{ci}) \\ &= 1.71 \times 10^{-9} \cdot 0.8011 (769.67^2 + 642.07^2) (769.67 + 642.07) \\ &= 1.946414211 \left[\frac{BTU}{hr - pie^2 - ^\circ F} \right] \end{aligned}$$

f) Cálculo de los parámetros G_r y P_r mediante las ecuaciones 2.86 y 2.87, respectivamente:

$$\begin{aligned} G_r &= \left[\frac{(r_{ci} - r_{ins})^3 g \rho_{an}^2 \beta_{an} (t_{ins} - t_{ci})}{\mu_{an}^2} \right]_r \\ &= \left[\frac{(0.290 - 0.188)^3 4.17 \times 10^8 \times 0.053046803^2 \times 0.00142437 (310 - 182.40)}{0.054401813^2} \right] \\ &= 88,544.3126 \end{aligned}$$

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

$$P_r = \frac{c_{pan}\mu_{an}}{K_{han}} = \frac{0.242244693 \times 0.054401813}{0.019106176} = 0.68973427$$

- g) Cálculo de transferencia de calor por convección natural entre la superficie externa del aislante y la superficie interna de la TR, h'_c , mediante la ecuación 2.85.

$$\begin{aligned} h'_c &= \frac{0.049K_{han}(G_r P_r)^{0.333}(P_r)^{0.074}}{r_{ins} \ln\left(\frac{r_{ci}}{r_{ins}}\right)} \\ &= \frac{0.049 \times 0.019106176(88,544.3126 \times 0.68973427)^{0.333} 0.68973427^{0.074}}{0.188 \ln\left(\frac{0.290}{0.188}\right)} \\ &= 0.435761026 \left[\frac{BTU}{hr - pie^2 - ^\circ F} \right] \end{aligned}$$

- h) Cálculo del coeficiente de transferencia de calor en la superficie externa de la TP, U_{to} , mediante la ecuación 2.95.

$$\begin{aligned} U_{to} &= \left[\frac{r_{to} \ln\left(\frac{r_{ins}}{r_{to}}\right)}{K_{hins}} + \frac{r_{to}}{r_{ins}(h'_c + h'_r)} \right]^{-1} \\ &= \left[\frac{0.146 \ln\left(\frac{0.188}{0.146}\right)}{0.021964} + \frac{0.146}{0.188(0.435761026 + 1.946414211)} \right]^{-1} \\ &= 0.501218046 \left[\frac{BTU}{hr - pie^2 - ^\circ F} \right] \end{aligned}$$

- i) Cálculo de la temperatura del aislante, T_{ins} , empleando la ecuación 2.101.

$$\begin{aligned} T_{ins} &= T_s - \frac{r_{to} U_{to} \ln\left(\frac{r_{ins}}{r_{to}}\right)}{K_{hins}} \left(T_s - \frac{K_{he} T_e + r_{to} U_{to} f(t) T_s}{K_{he} + r_{to} U_{to} f(t)} \right) \\ &= 530 \\ &\quad - \frac{0.146 \times 0.501218046 \ln\left(\frac{0.188}{0.146}\right)}{0.021964} \left(530 \right. \\ &\quad \left. - \frac{0.65314 \cdot 90 + 0.146 \cdot 0.501218046 \cdot 3.1387 \cdot 530}{0.65314 + 0.146 \cdot 0.501218046 \cdot 3.1387} \right) = 257.667003 [^\circ F] \end{aligned}$$

Se puede observar que el valor determinado para T_{ins} difiere del supuesto en el inciso c), considerando que debe existir una tolerancia de aproximación de 0.1%, los cálculos deben

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

repetirse tomando como T_{ins} supuesto el valor determinado en el inciso *i*). La tabla 5.2 presenta los resultados de las siguientes iteraciones.

Iteración	Valor supuesto	Valores calculados				
	T_{ci}	T_{co}	T_{ins} calculado	h_r'	h_c'	U_{to}
	[°F]	[°F]	[°F]	$\left[\frac{BTU}{hr - pie^2 - °F}\right]$	$\left[\frac{BTU}{hr - pie^2 - °F}\right]$	$\left[\frac{BTU}{hr - pie^2 - °F}\right]$
1	310.000000	182.400315	257.667003	1.946414	0.435761	0.501218
2	257.667003	204.380249	261.305703	1.811463	0.331127	0.492211
3	261.305703	202.851990	260.994331	1.820318	0.341104	0.492978
4	260.994331	202.982767	261.020424	1.819557	0.340276	0.492914
5	261.020424	202.971807	261.018234	1.819621	0.340345	0.492920
6	261.018234	202.972727	261.018418	1.819615	0.340340	0.492919
7	261.018418	202.972650	261.018402	1.819616	0.340340	0.492919
8	261.018402	202.972656	261.018404	1.819616	0.340340	0.492919
9	261.018404	202.972656	261.018404	1.819616	0.340340	0.492919
10	261.018404	202.972656	261.018404	1.819616	0.340340	0.492919

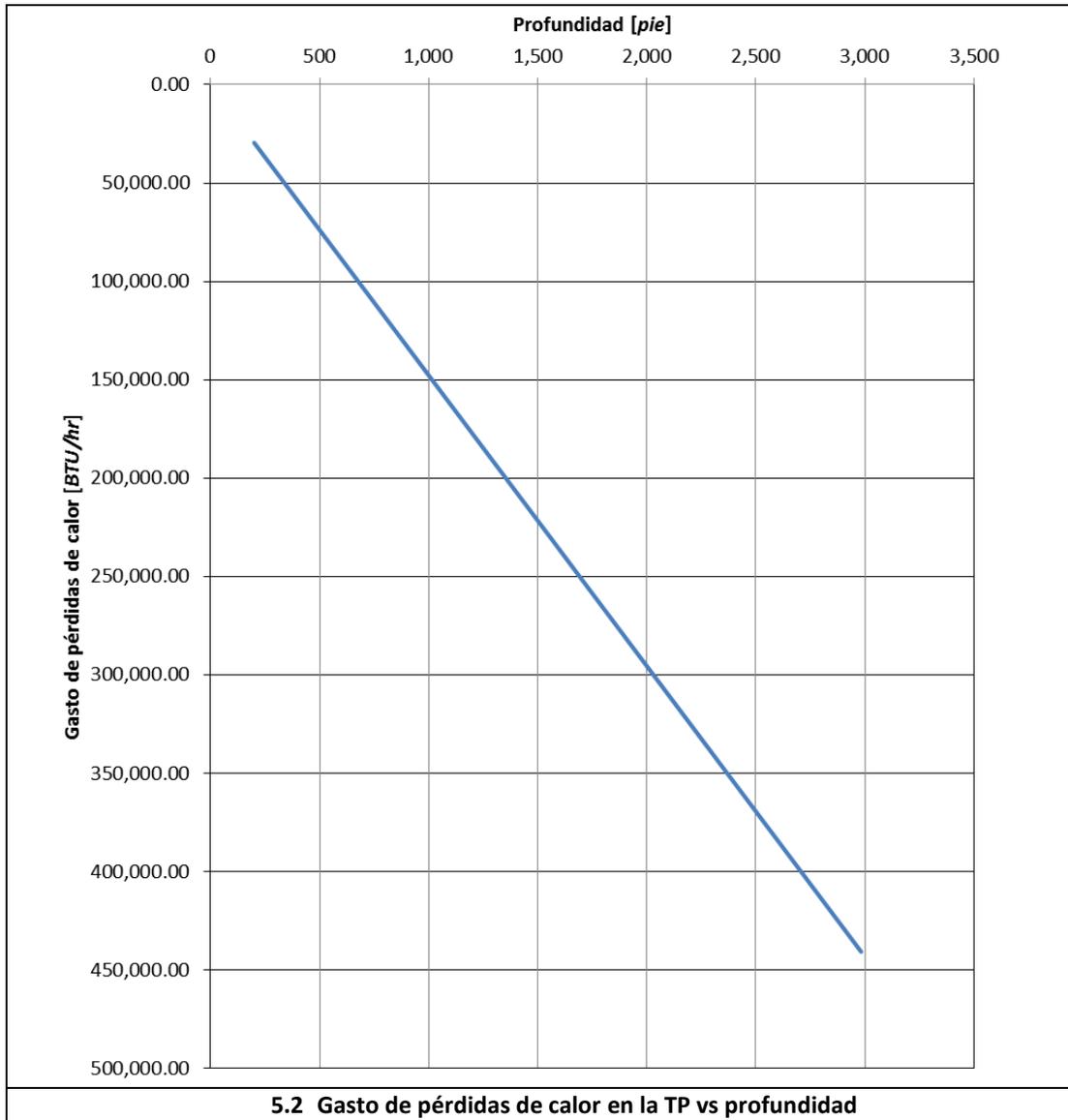
Tabla 5.2 Iteraciones para el cálculo de la temperatura del aislante, T_{ins}

- j) Finalmente es posible calcular el gasto de pérdidas de calor en la tubería de producción a la profundidad establecida, pudiendo emplearse las ecuaciones 2.96, 2.97 ó 2.98.

$$\begin{aligned}
 Q &= 2\pi r_{to} U_{to} (T_s - T_{co}) \Delta L = 2\pi \times 0.146 \times 0.492919 (530 - 202.972656) \times 2,983 \\
 &= 440,605.09 \left[\frac{BTU}{hr} \right]
 \end{aligned}$$

La figura 5.2 muestra la gráfica del gasto de pérdidas de calor en la TP en función de la profundidad; es evidente que conforme la profundidad se incrementa, las pérdidas de calor son mayores.

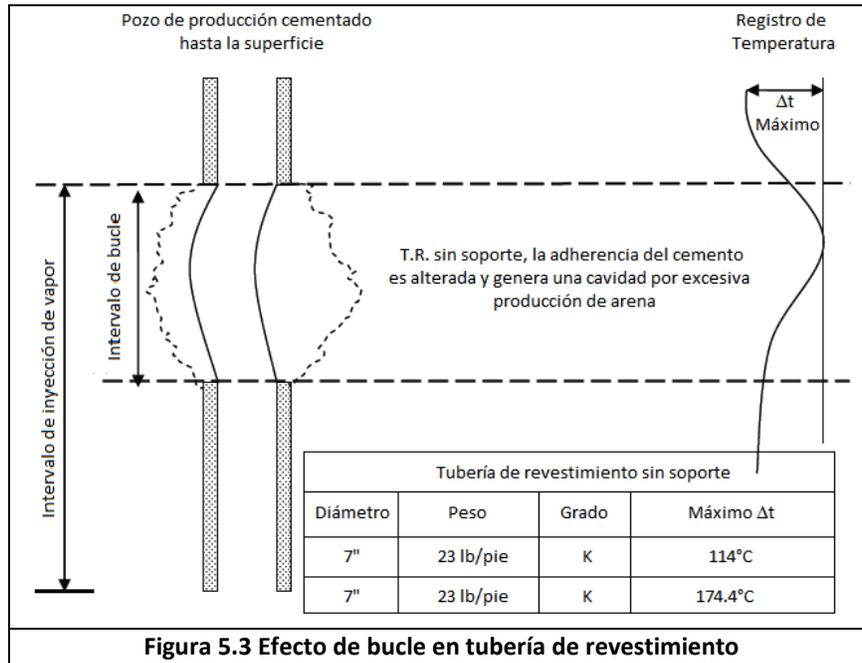
Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor



5.1.2 Profundidad. Consideraciones en el diseño de Tuberías de Revestimiento

La profundidad se encuentra limitada básicamente por la capacidad de la tubería de revestimiento a soportar esfuerzos térmicos cuando es sometida a cambios drásticos de temperatura. La tubería tiende a elongarse cuando se calienta. Para tuberías de revestimiento cementadas sólo del fondo, el efecto de bucleo es inevitable en las secciones donde la tubería no está soportada, como se muestra en la figura 5.3, excepto donde la tubería es libre de expandirse a través de un empaque cerca de la superficie.

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor



Si se conocen los efectos de la temperatura sobre la TR, es posible entender las causas de las fallas de la misma y desarrollar un criterio de diseño para la terminación de los pozos térmicos.

La expansión lineal de una TR, sin tensión, sometida a un incremento de temperatura Δt , está definido por la siguiente expresión:

$$\left[\frac{\Delta L}{L_0} \right]_{\text{térmico}} = \alpha \Delta T \quad (5.1)$$

donde

ΔL = Incremento en la longitud de la TR debido a la temperatura [pie]

L_0 = Longitud de la TR [pie]

α = coeficiente de expansión térmico promedio; para el acero es $6.67 \times 10^{-6} [^{\circ}F^{-1}]$

ΔT = Incremento de temperatura [$^{\circ}F$]

Una TR de longitud L_0 , que sufre un incremento en temperatura ΔT se expande una longitud ΔL . Si la TR cuenta con una buena cementación, sufre compresión cuando la temperatura se incrementa. Lo anterior se expresa por la siguiente ecuación:

$$k = E \frac{\Delta L}{L} \quad (5.2)$$

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

donde

k = Esfuerzo axial [psi]

E = Módulo elástico, para el caso del acero $E = 2.9 \times 10^7 [psi]$

ΔL = Incremento en la longitud de la TR debido a la temperatura [pie]

L_0 = Longitud de la TR [pie]

Una forma práctica para determinar k es mediante la siguiente expresión:

$$k \approx 200 \cdot \Delta T \quad (5.3)$$

Los esfuerzos que resultan cuando se calienta o se enfría la TR pueden ser entendidas con la ayuda de la figura 5.4. Mientras el esfuerzo de compresión de la TR no supere el esfuerzo de cedencia de la tubería, el enfriamiento no causará dificultades; el esfuerzo es reversible y sigue la línea AB . Si se excede el esfuerzo de cedencia del acero, sin embargo, la reducción de compresión seguirá una línea como CD cuando se enfría la TR. El ciclo de la descompresión es paralelo a AB , pero es desplazado por la diferencia entre el aumento de la temperatura máxima (ΔT_{max}) y el aumento de la temperatura en la cual el acero cede (ΔT_{yp}). Si la temperatura cae por debajo de este valor (denotado por ΔT_{te}), la TR se encontrará bajo tensión.

Por encima del punto B , el cual corresponde al máximo esfuerzo K_y determinado a partir del esfuerzo de cedencia del acero, la curva se vuelve prácticamente horizontal BC . La TR, que ya no puede adsorber esfuerzo térmico adicional en forma de un esfuerzo compresivo, puede sufrir una deformación permanente.

Como la temperatura retorna a la temperatura inicial, entonces la TR será sometida a un esfuerzo por tensión, punto E sobre la figura, determinado por:

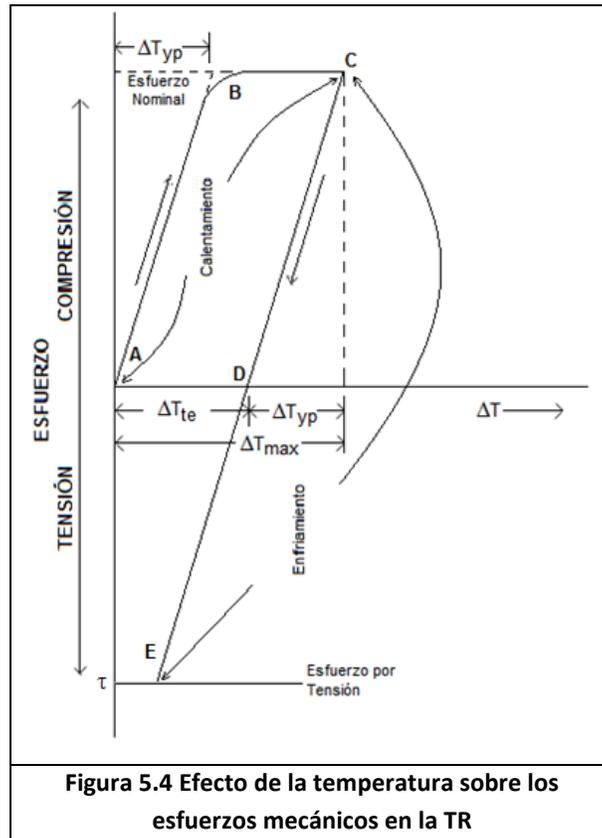
$$\tau = 200\Delta T - k_y \quad (5.4)$$

donde

τ = Esfuerzo por tensión [psi]

k_y = Máximo esfuerzo [psi], determinado por el punto de cedencia de la TR.

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor



Para obtener una vida útil de la TR, a pesar del detrimento causado por los procesos continuos de expansión y compresión del acero, se recomienda no trabajar por encima de la temperatura del límite elástico. La temperatura de máximo incremento durante la operación es:

$$\Delta T_{max} = \frac{k}{200} \quad (5.5)$$

Para tratamientos térmicos, se recomienda el uso de TR grado N-80.

En el modelo de simulación se tiene un arreglo de 7 pozos inyector-productores, se elige alguno de ellos efecto de determinar los esfuerzos a los que se somete la TR.

Se tiene una TR cementada a 2,983 [pie] que se encuentra a una temperatura de 90 [°F] y que sufre un incremento de 470 [°F]. De acuerdo a lo anterior y empleando la ecuación 5.1 se tiene que la tubería sufre una expansión $\Delta L = 9.35$ [pie].

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

El esfuerzo por compresión de una TR N-80 con 7 5/8 [pulg] de 22 [lb/pie] corresponde a 80,000 [psi], de ello se tiene que la temperatura correspondiente de este esfuerzo es:

$$\Delta T_y = \frac{k_y}{200}$$

$$\Delta T_y = \frac{80,000}{200} = 400 [^{\circ}F]$$

Para determinar el esfuerzo de compresión que puede sufrir la TR sin desarrollar un daño irreversible, se emplea la ecuación 5.2, obteniéndose:

$$k = E \frac{\Delta L}{L} = 2.9 \times 10^7 \frac{9.35}{2,983} = 90,936 [psi]$$

Si se considera el máximo esfuerzo para que la TR no sufra una deformación permanente, se tiene que la ΔT_{max} que puede soportar la TR es:

$$\Delta T_{max} = \frac{k}{200} = \frac{90,936}{200} = 455 [^{\circ}F]$$

Por lo que se tiene que la TR se encuentra expuesta a sufrir una deformación permanente si se incrementa su temperatura de 470 [°F], siendo el máximo incremento a la que puede someterse 455 [°F].

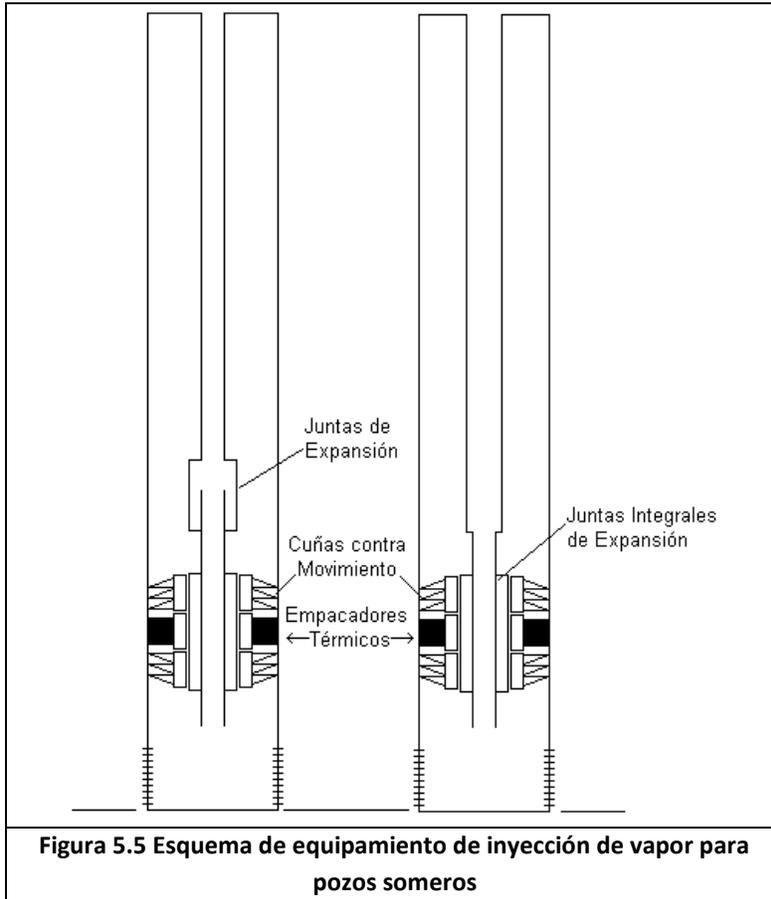
Si se considerara que al enfriarse la TR retorna a la temperatura inicial, la TR es expuesta a un esfuerzo por tensión, determinado por la ecuación 5.4, con el siguiente resultado:

$$\tau = 200\Delta T - k_y = (200 \times 455) - 80,000 = 11,000 [psi]$$

Ahora bien, para este caso la TR no regresará a la temperatura inicial ($\Delta T=0$); ésta no sufrirá entonces el esfuerzo por tensión expuesto arriba.

De lo anterior se concluye que la máxima temperatura que tolera la TR bajo estas condiciones es de 545 [°F] entendiéndose que su temperatura inicial es de 90 [°F], de tal manera que los esfuerzos a la que es expuesta no superen el esfuerzo por compresión de 90,936 [psi].

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor



Se menciona además que, respecto a la TP en pozos someros ($< 3,000$ [pie]), se requieren juntas expansivas o juntas integrales expansivas, como se muestra en la figura 5.5, las cuales evitan que el empaquetador se deslice y permite mantener la presión diferencial arriba y abajo del empaquetador térmico.

5.1.3 Simulación Numérica

El análisis se hizo en base a un modelo ejemplo, de un yacimiento de geometría irregular denominado Campo PAK, con una profundidad de 3,100 [pie]. El modelo considera una arena impregnada con aceite de 2,453 [cp].

De los parámetros contemplados por Taber y Matin²⁸ se eligió sensibilizar aquellos pertenecientes al yacimiento; específicamente las saturaciones de agua y aceite, permeabilidades y NTG.

La relación de espesores *NTG*, está definida matemáticamente como:

$$NTG = \frac{h}{H} \quad (5.6)$$

donde

H = Espesor de la formación [pie], [m]

h = Espesor de arena de interés [pie], [m]

Ahora bien; un criterio de selección es la elección de arenas con muy alta permeabilidad y porosidad, al respecto se determinó como parámetro a sensibilizar la porosidad estableciéndose la permeabilidad como función de la primera, de tal manera que se consideró una porosidad mínima de 0.15 con una permeabilidad de 1,977 [mD], a partir de una correlación se determinaron las permeabilidades para los escenarios mostrados en la tabla 5.3. Cabe señalar que las permeabilidades en las tres direcciones son las iguales ($k_i = k_j = k_k$).

Respecto a las saturaciones, se partió del hecho de que conforme la porosidad aumenta la saturación de agua disminuye, teniéndose en cuenta que el criterio de selección establece la aplicación del proceso de inyección a saturaciones de aceite mayores a 0.40, se determinaron las saturaciones mostradas en la tabla 5.3.

Expuesto lo anterior, se establecieron 9 escenarios en los que se variarían valores de NTG, porosidad, permeabilidad, saturación de aceite y saturación de agua como se muestran también en la tabla 5.3 que reitera lo expuesto, ya que puede observarse que cuando se tiene un determinado valor de porosidad los valores de permeabilidad y saturación son los mismos dada la dependencia de estos parámetros con la porosidad.

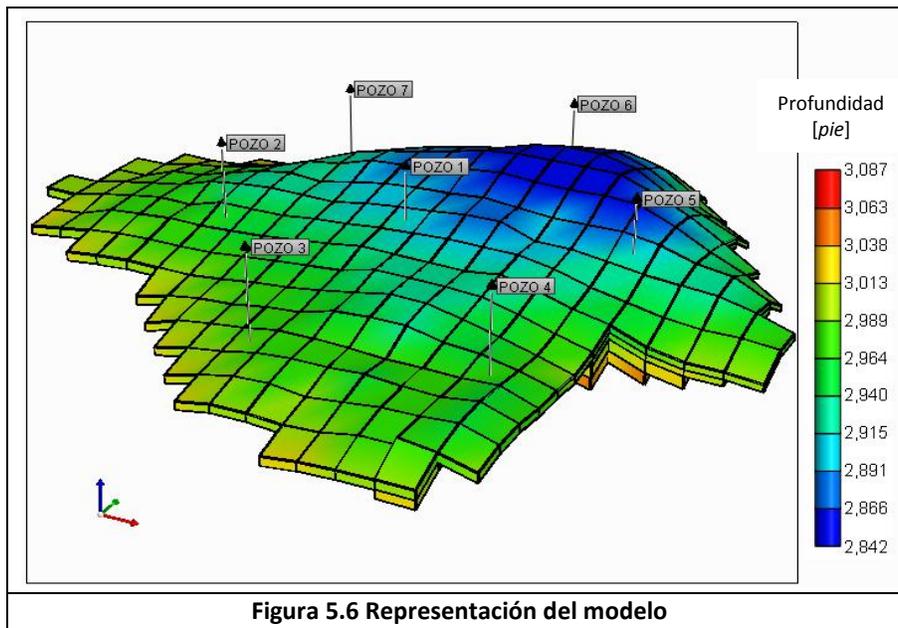
Por último, se establece entonces que para los casos estudiados, los únicos parámetros que son objeto de análisis corresponden a la porosidad y a la relación de espesores.

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

El modelo de simulación contiene un arreglo hexagonal de pozos que actúan como inyectoros de vapor para posteriormente ser abiertos a producción, previo periodo de cierre o remojo, se convierten en productores para completar un ciclo. Por otro lado, el modelo de estudio, parte de la premisa de que todos los pozos cuentan con una producción histórica de 10 [bl/día] durante el último año de producción, con el objeto de comparar la producción del campo una vez aplicado el proceso de inyección. En la figura 5.6 se muestra la representación del modelo.

Escenario	NTG [Fracción]	ϕ promedio [Fracción]	k promedio [mD]	S_o promedio [Fracción]	S_w promedio [Fracción]
1	0.4	0.15	2011	0.7509	0.2491
2	0.4	0.20	2681	0.7679	0.2321
3	0.4	0.25	3352	0.7849	0.2151
4	0.8	0.15	2011	0.7509	0.2491
5	0.8	0.20	2681	0.7679	0.2321
6	0.8	0.25	3352	0.7849	0.2151
7	1.0	0.15	2011	0.7509	0.2491
8	1.0	0.20	2681	0.7679	0.2321
9	1.0	0.25	3352	0.7849	0.2151

Tabla 5.3 Valores de propiedades consideradas en la simulación numérica



Los datos de propiedades de los fluidos se obtuvieron del artículo “Fourth SPE Comparative Solution Project: Comparison of Steam Injection Simulators”, SPE 13510, presentado en el Octavo

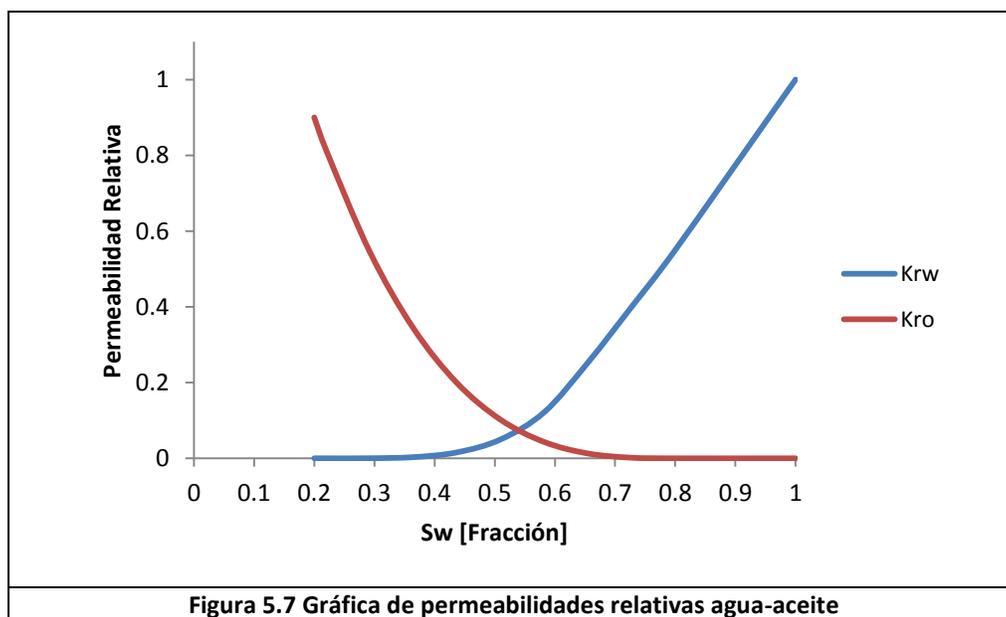
Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

Simposio de Simulación de Yacimientos, Dallas, Texas, 1985. Publicado en diciembre de 1987 en J. Pet Tech.

Se consideraron valores de literatura de permeabilidades relativas agua-aceite como se ilustra en la tabla 5.4 y figura 5.7; permeabilidades relativas líquido-gas, mostradas en la tabla 5.5 y figura 5.8, de igual manera para la viscosidad se tiene la tabla 5.6 y la figura 5.9. Cabe señalar que el software requiere para el modelado, tablas de saturación que contengan permeabilidades para S_w y $S_w=1$.

S_w	K_{rw}	K_{ro}
0.2000	0.0000	0.9000
0.2200	0.0000	0.8130
0.2925	0.0002	0.5446
0.3650	0.0031	0.3430
0.4375	0.0158	0.1985
0.5100	0.0500	0.1016
0.5825	0.1221	0.0429
0.6550	0.2531	0.0127
0.7275	0.4000	0.0016
0.8000	0.5500	0.0000
1.0000	1.0000	0.0000

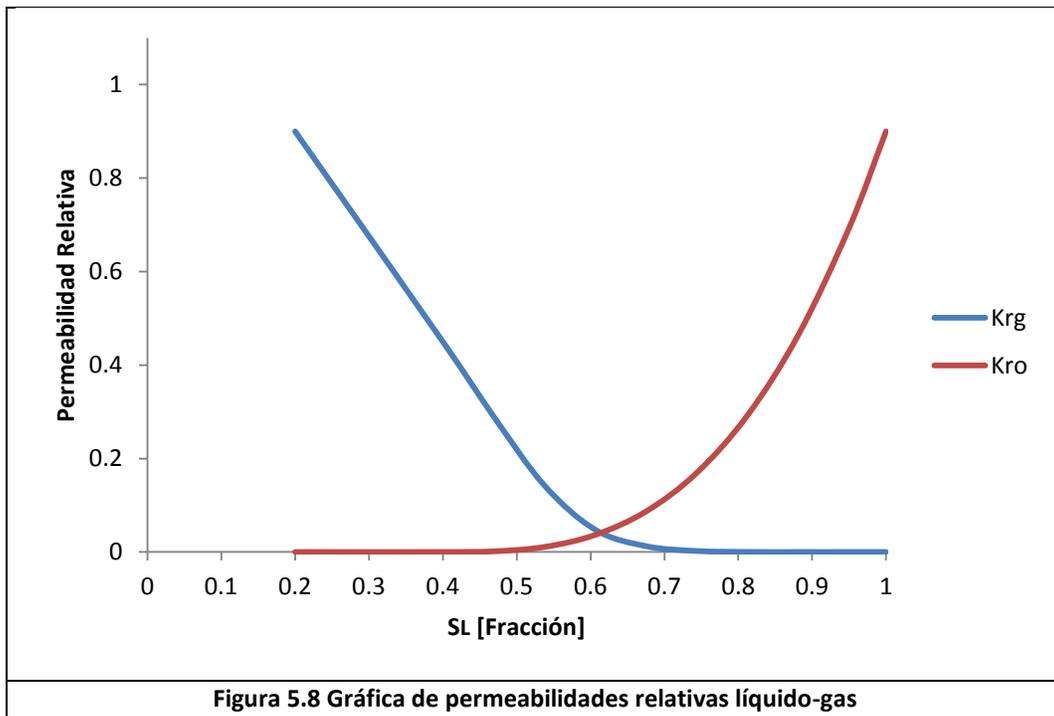
Tabla 5.4 Permeabilidades relativas agua-aceite



Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

S_l	K_{rg}	K_{ro}
0.2	0.9000	0.0000
0.4	0.4500	0.0000
0.4688	0.2900	0.0014
0.5375	0.1424	0.0108
0.6063	0.0477	0.0366
0.675	0.0125	0.0867
0.7437	0.0022	0.1692
0.8125	0.0002	0.2925
0.8812	0.0000	0.4644
0.95	0.0000	0.6932
1.00	0.0000	0.9000

Tabla 5.5 Permeabilidades relativas líquido-gas



Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

Temperatura [°F]	Viscosidad [cp]
75	5780
100	1380
150	187
200	47
250	17.4
300	8.5
350	5.2
500	2.5
700	2.5

Tabla 5.6 Viscosidades y temperaturas del aceite

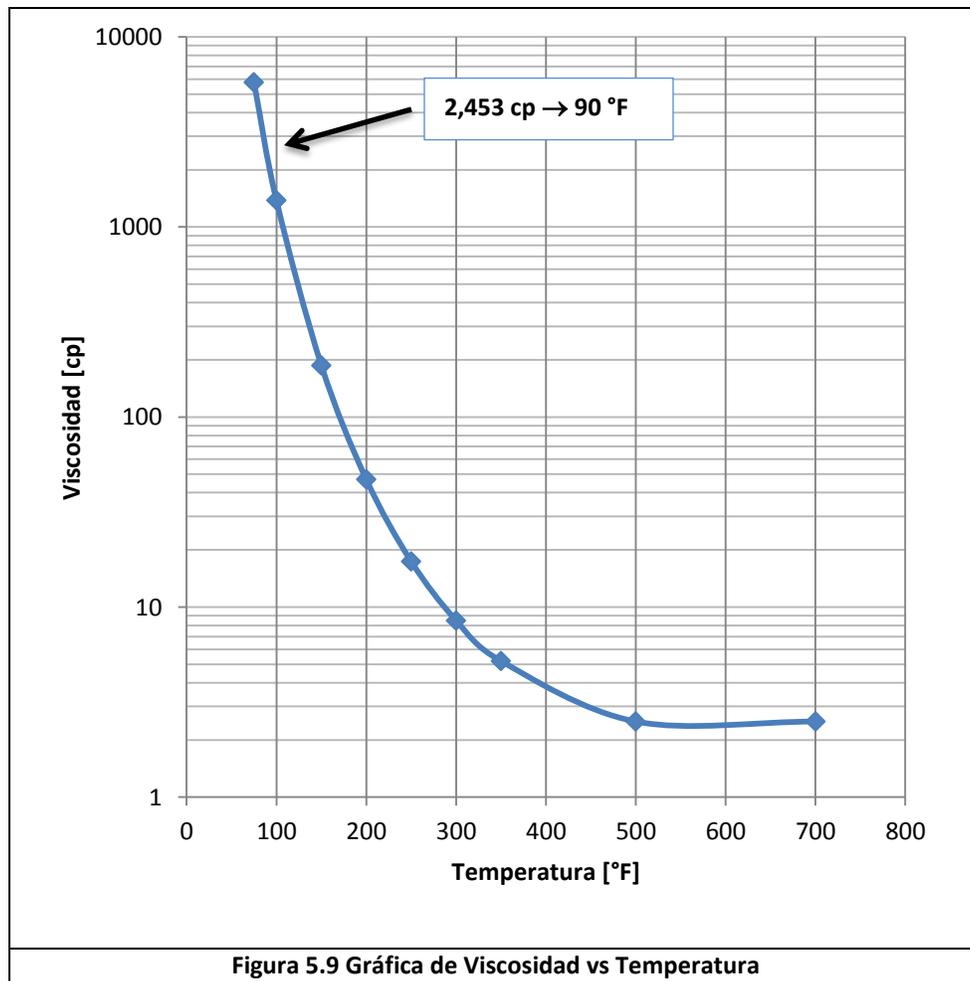
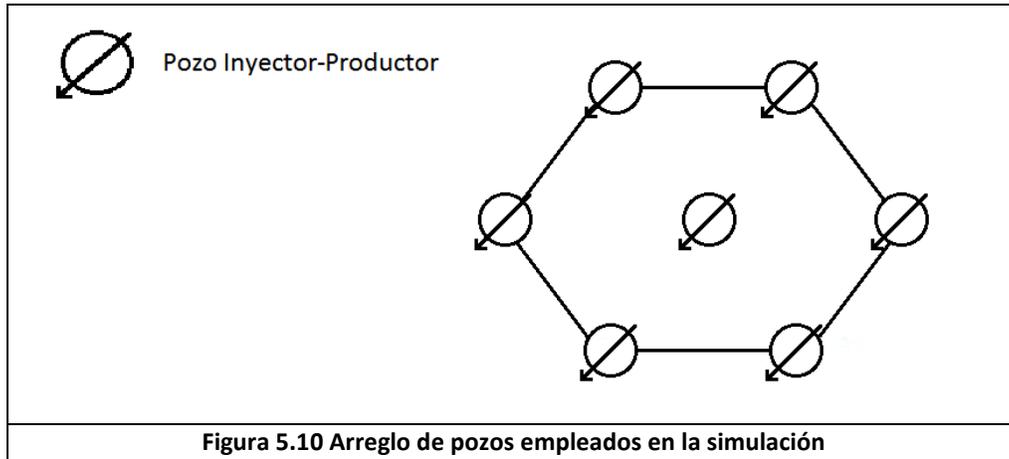


Figura 5.9 Gráfica de Viscosidad vs Temperatura

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

En el modelo de simulación se tiene un arreglo de 7 pozos inyector-productores, todos ellos verticales. Se cuenta con una terminación en arenas. La figura 5.10 muestra el arreglo de pozos.



El período de inyección se estableció de 25 días con un período de remojo de 10 días. La simulación consideró tres ciclos de inyección-remojo-producción, de tal manera que la producción está considerada a efectuarse durante un año por ciclo. La tabla 5.10 muestra los gastos máxicos de vapor que se inyectaron a cada pozo, la presión a la que se inyectó está determinada por la presión de fondo de cada pozo. Se inyectó vapor a una temperatura de 530 [°F] con una calidad de 80%.

Pozo	BHP [psi]	Gasto máxico de vapor inyectado [lb/día]	Masa de vapor inyectado [Ton/ciclo]
1	300	70,101	795
2	350	87,627	994
3	400	35,051	397
4	300	31,546	358
5	400	80,617	914
6	400	80,617	914
7	400	70,101	795

Tabla 5.10 Gastos máxicos inyectados por pozo

5.2 Resultados de simulación obtenidos del comportamiento de Inyección-Producción

• **ESCENARIO 1**

La porosidad considerada en este modelo tiene una distribución mínima de 0.1492 y una máxima de 0.1558, el rango de permeabilidades se encuentra entre 1,963 y 2,050 [mD], mientras que la saturación de agua está contemplada de 0.2481 a 0.2503, se ha considerado una NTG de 0.4.

En la figura 5.11 se observa el gasto del Campo con las características antes citadas, se observa un período de producción histórico constante de 70 [bl/día] durante aproximadamente un año, los períodos de producción por cada ciclo son de un año, se observan gastos máximos de producción de 630, 502 y 438 [bl/día] para cada período.

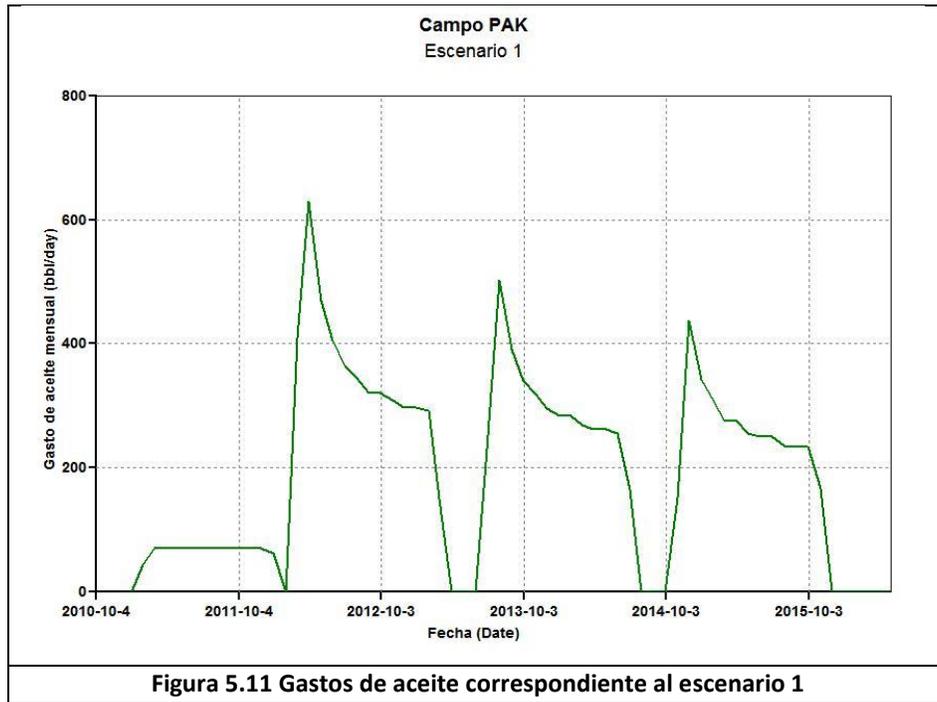
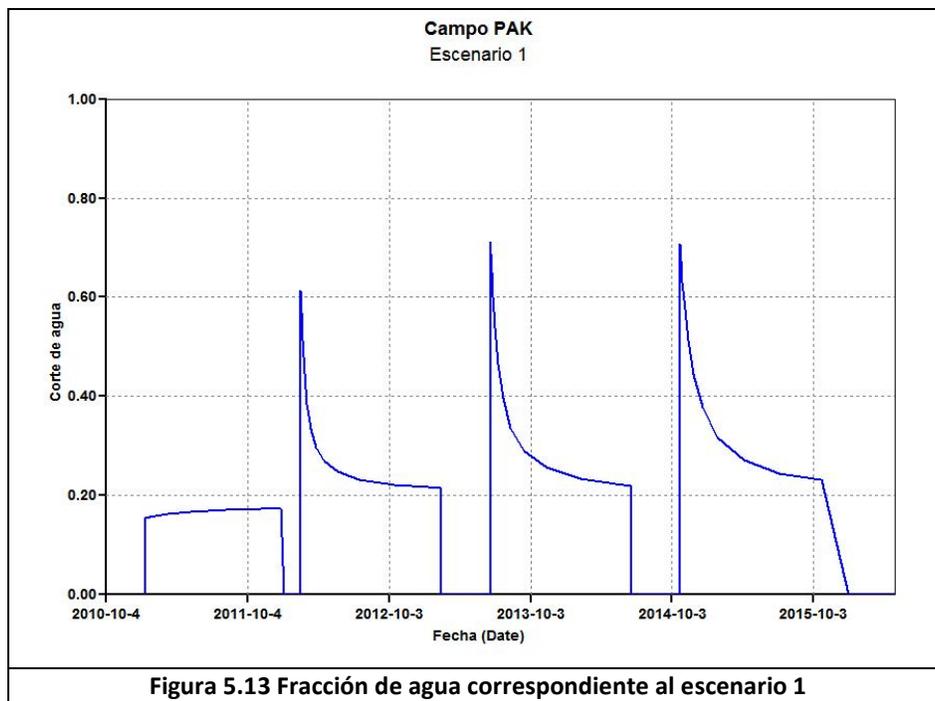
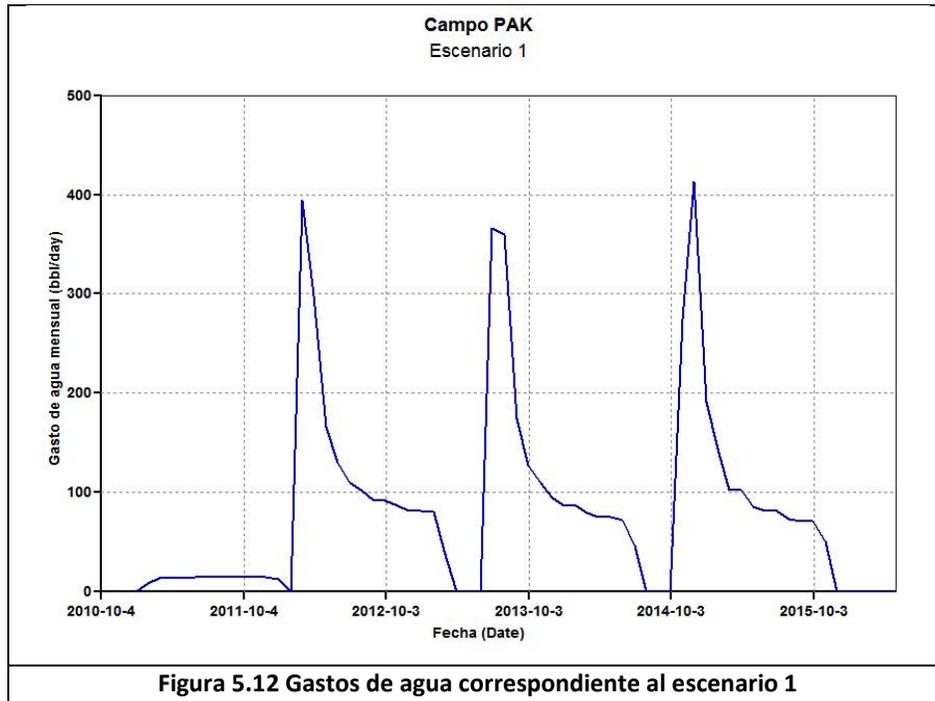


Figura 5.11 Gastos de aceite correspondiente al escenario 1

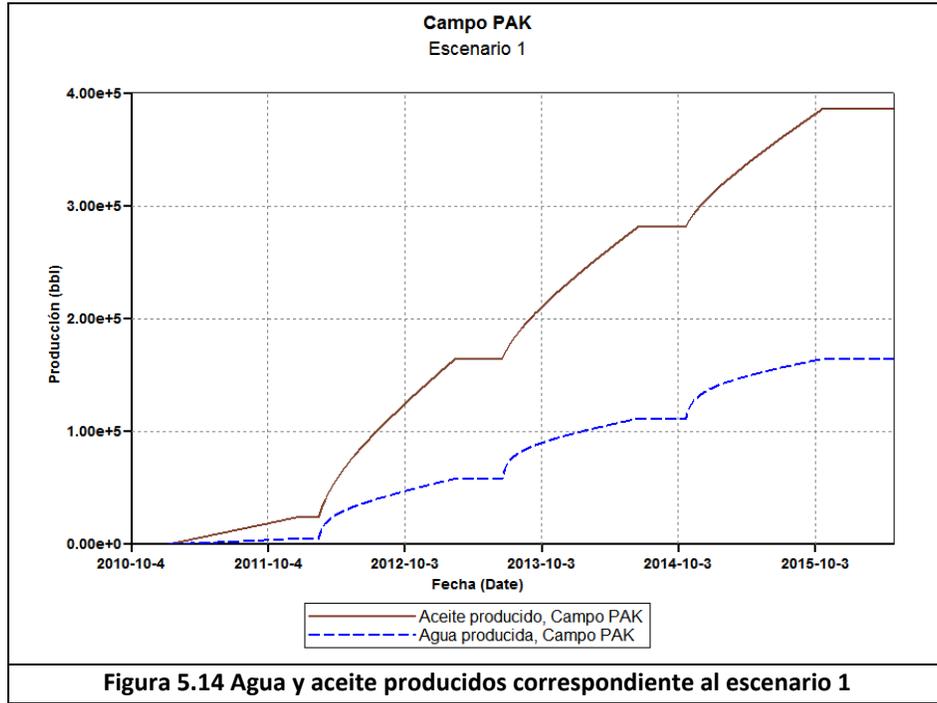
La producción de agua alcanza máximos de 395, 366 y 413 [bl/día] en cada ciclo, en la figura 5.12 se observa el gasto de agua; de igual manera, la figura 5.13 muestra el comportamiento de la fracción de agua para cada período. Es de notarse que el último ciclo es el que alcanza una mayor producción de agua.

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

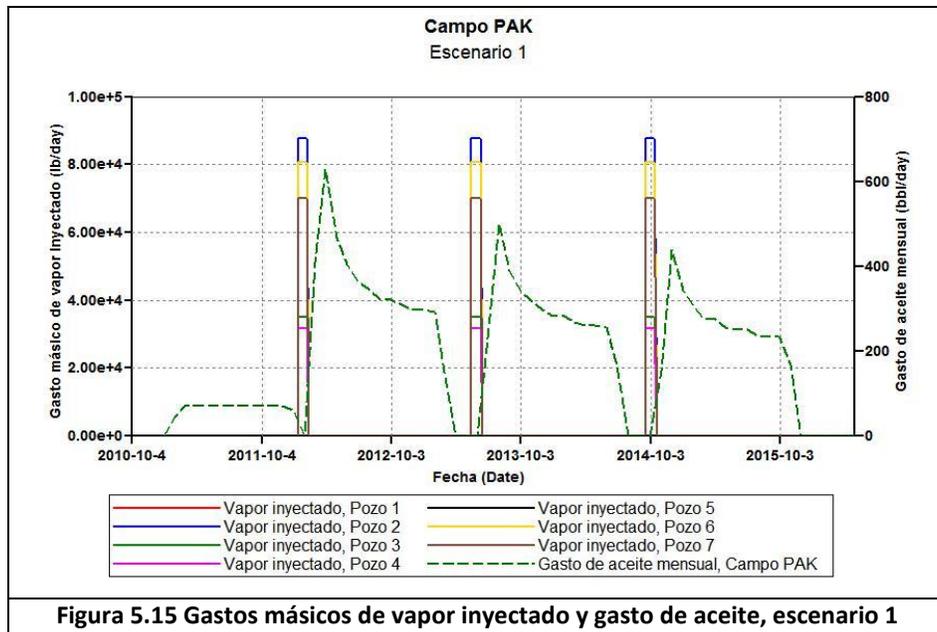


Respecto a la producción, en la figura 5.14 se tienen las producciones acumuladas de aceite y agua, se observa que para la primera se tiene una producción de 386,124 [b/] y para el agua 164,533 [b/].

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor



En relación al vapor inyectado, la figura 5.15 muestra que la masa de vapor en cada ciclo es constante y varía entre pozos, como se muestra en la tabla 5.10. La figura muestra el gasto másico de vapor para cada pozo, entendiéndose que durante los diversos escenarios este gasto es constante para cada pozo. La gráfica incluye el gasto de aceite del Campo.

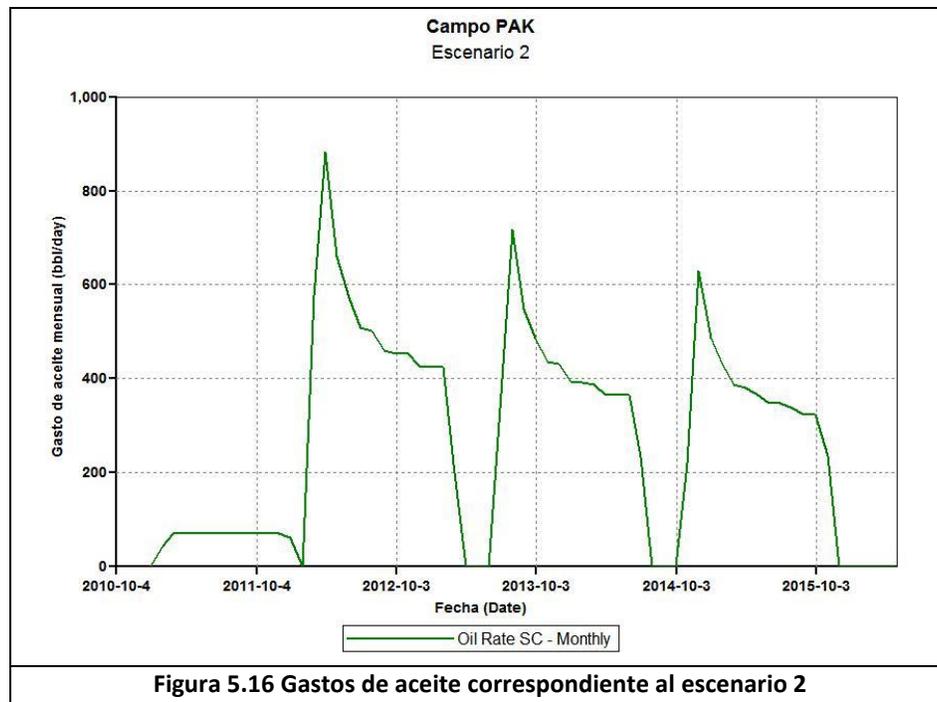


Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

- **ESCENARIO 2**

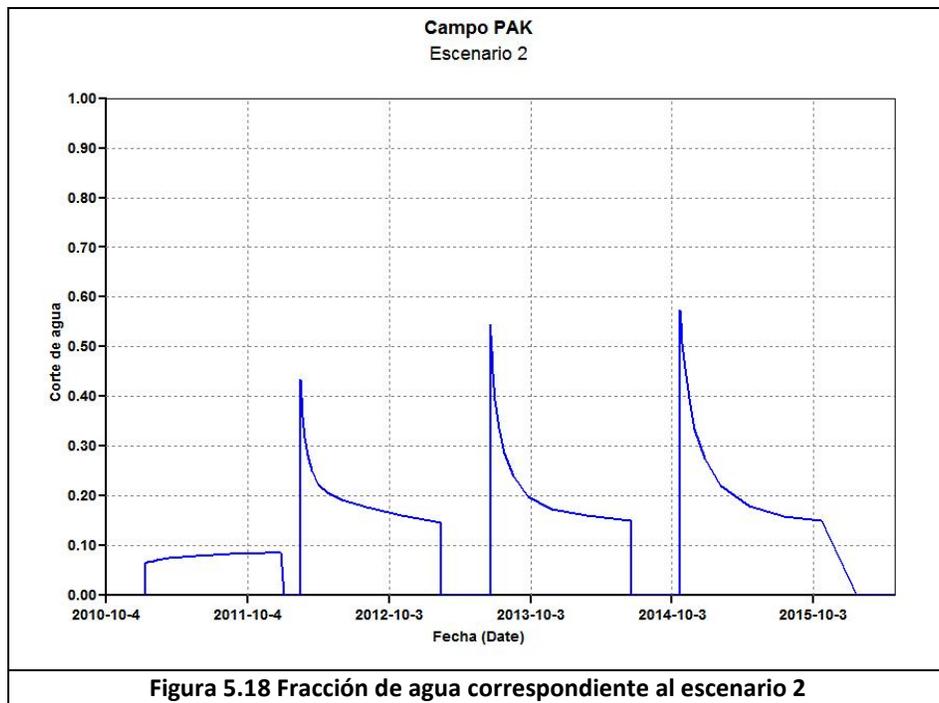
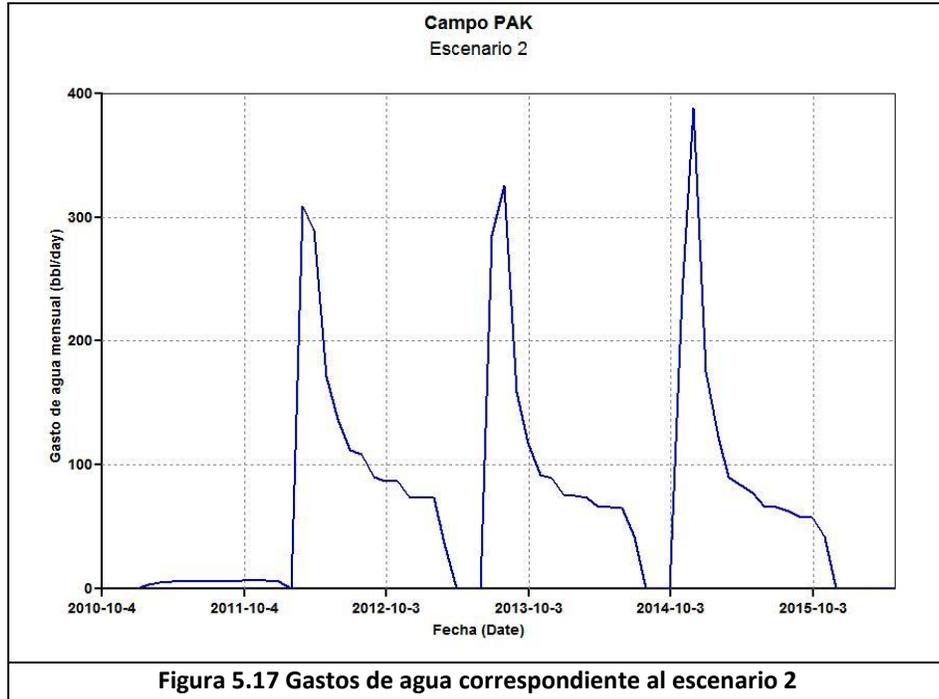
Este modelo tiene una distribución mínima de porosidad de 0.1989 y una máxima de 0.2077, el rango de permeabilidades se encuentra entre 2,618 y 2,734 [mD], mientras que la saturación de agua está entre 0.2308 y 0.2337, se ha considerado una NTG de 0.4.

En la figura 5.16 se observa el gasto del Campo bajo estas condiciones, se observa un período de producción histórico constante de 70 [bl/día] durante aproximadamente un año, los períodos de producción por cada ciclo también son de un año, se observan gastos máximos de producción de 881, 718 y 630 [bl/día] para cada ciclo.



La producción de agua tiene máximos de 309, 325 y 388 [bl/día] en cada período, en la figura 5.17 se observa el gasto de agua; de igual manera, la figura 5.18 muestra el comportamiento de la fracción de agua para cada período. Es de notarse que el último ciclo es el que alcanza una mayor producción de agua.

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor



Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

La figura 5.19 muestra las producciones acumuladas de aceite y agua, se observa que para la primera se tiene una producción al cierre del último ciclo de 536,558 [bbl] y para el agua 145,251 [bbl].

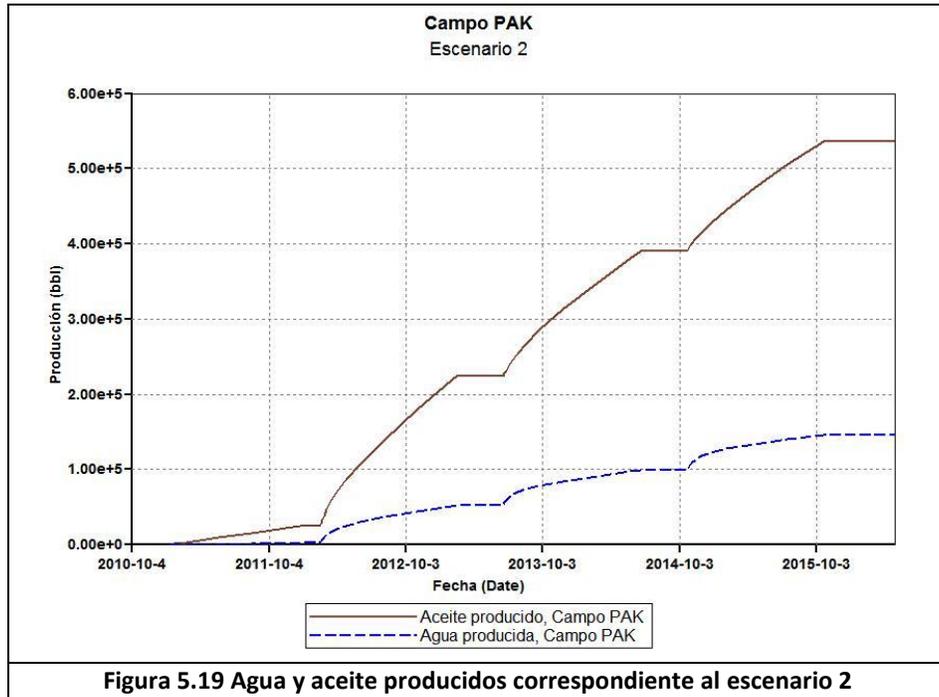


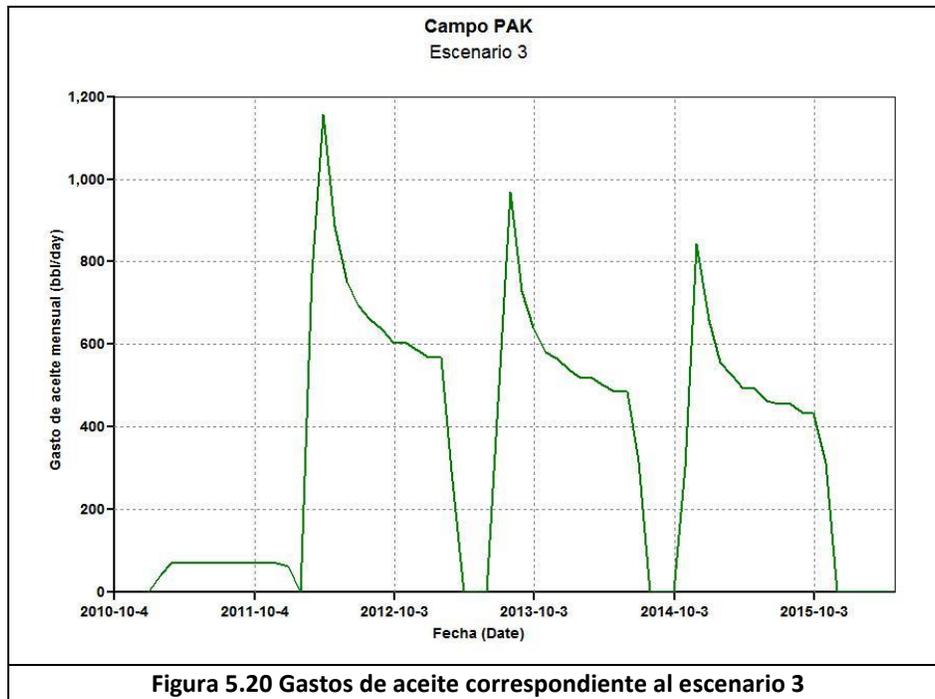
Figura 5.19 Agua y aceite producidos correspondiente al escenario 2

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

- **ESCENARIO 3**

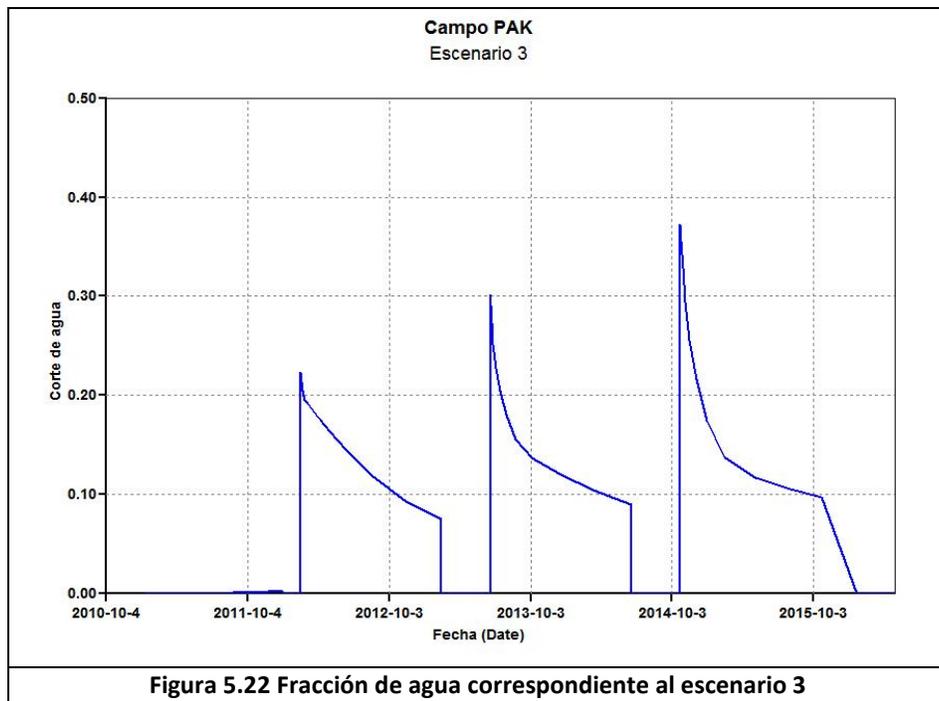
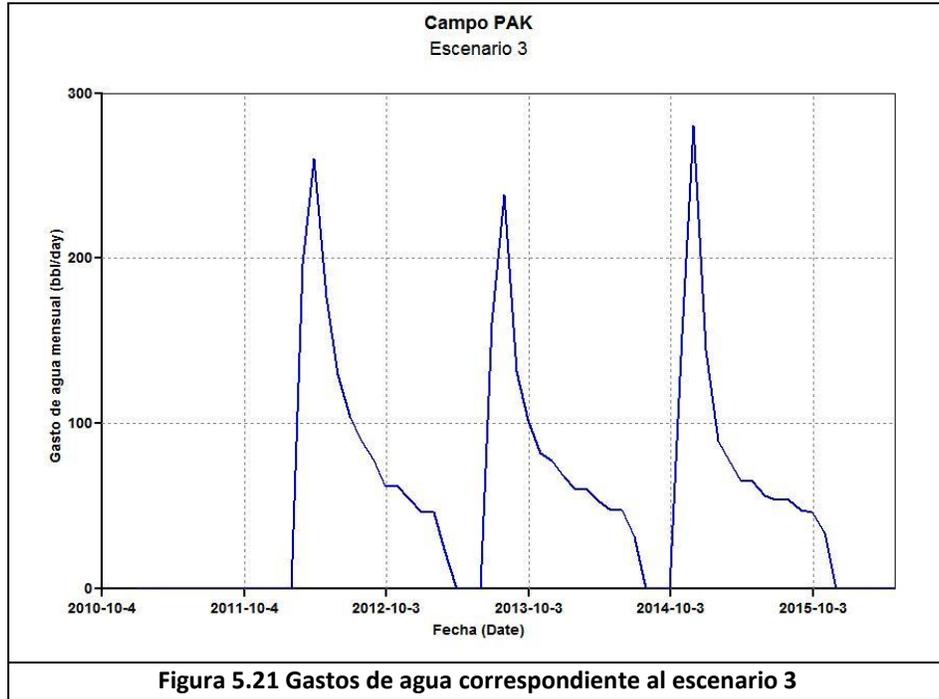
La porosidad contemplada en este modelo tiene distribuciones máximas y mínimas 0.25967 y 0.24867, en un rango de permeabilidades de 3,272 a 3,417 [mD], mientras que la saturación de agua está situada entre 0.2135 y 0.2171; como en los escenarios 1 y 2, se ha considerado una NTG de 0.4.

En la figura 5.20 se observa el gasto del Campo con las condiciones antes descritas, se tiene un período de producción histórico constante de 70 [bl/día] durante aproximadamente un año, los períodos de producción por cada ciclo son de un año, en este escenario se tienen gastos máximos de producción de aceite de 1,157, 970 y 845 [bl/día] para cada período.



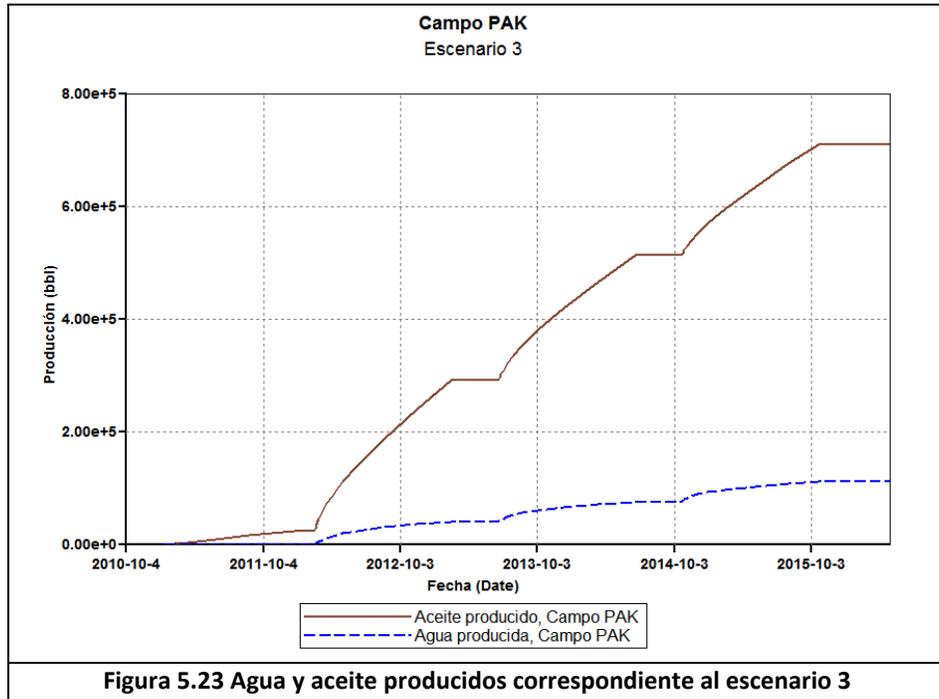
La producción de agua logra máximos de 260, 238 y 280 [bl/día] en cada ciclo, en la figura 5.21 se observa el gasto de agua; de igual manera, la figura 5.22 muestra el comportamiento de la fracción de agua para cada período. Es de notarse que el último ciclo es el que alcanza una mayor producción de agua; como en los dos escenarios anteriores, el último ciclo es el que alcanza mayor producción de agua.

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor



Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

En la figura 5.23 se aprecian las producciones acumuladas de aceite y agua, se tiene que la primera alcanza una producción al cierre del último ciclo de 709,843 [b] y para el agua 111,345 [b].



Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

- **ESCENARIO 4**

Las propiedades consideradas en este modelo, son idénticas respecto al escenario 1, que corresponden a una distribución mínima de porosidad de 0.24867 y una máxima de 0.25967, con permeabilidades dentro del rango de 3,272 a 3,417 [mD], y saturación de agua de 0.2135 a 0.2171; sin embargo, se ha considerado para este caso una NTG de 0.8.

En la figura 5.24 se observa el gasto del Campo con las condiciones antes descritas, se tiene como en los demás casos un período de producción histórica constante de 70 [bl/día] durante cerca de un año, los períodos de producción por cada ciclo son de un año, se tienen para este escenario gastos máximos de producción de 1,157, 970 y 845 [bl/día] para cada período.

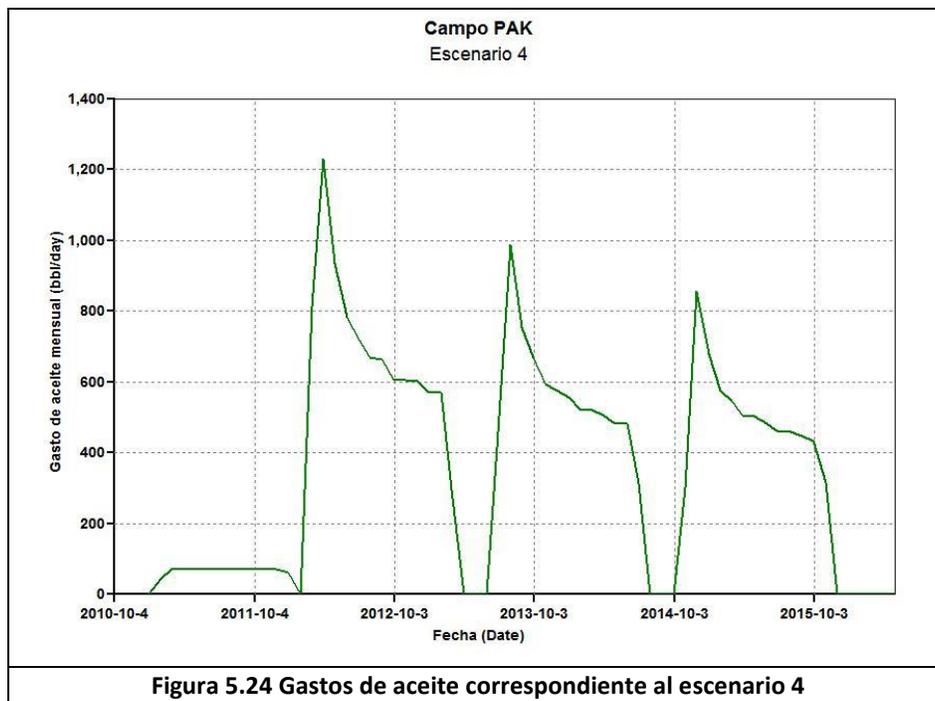
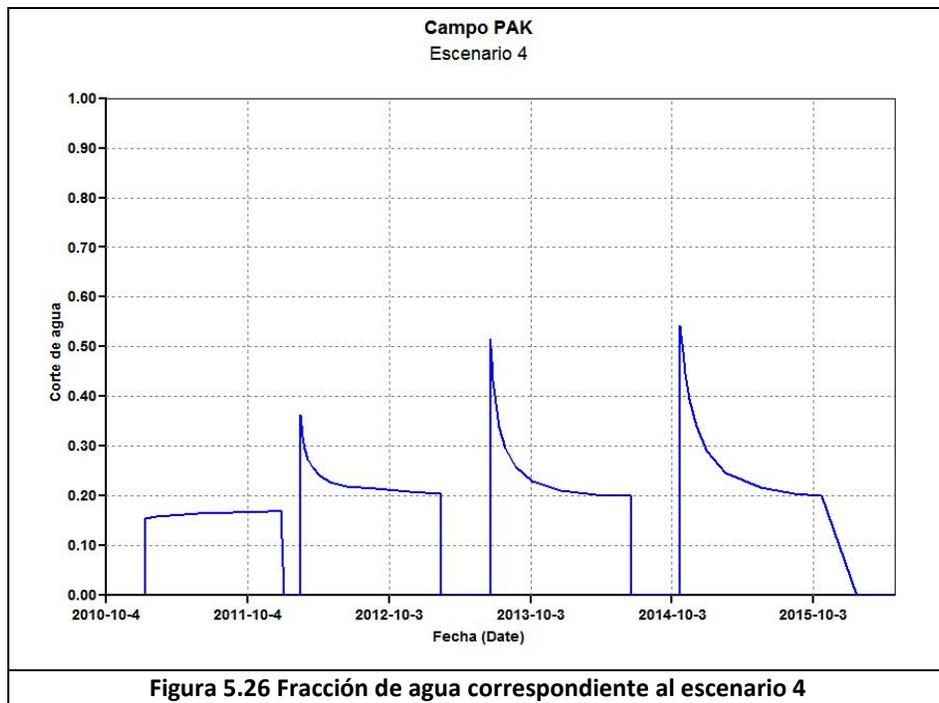
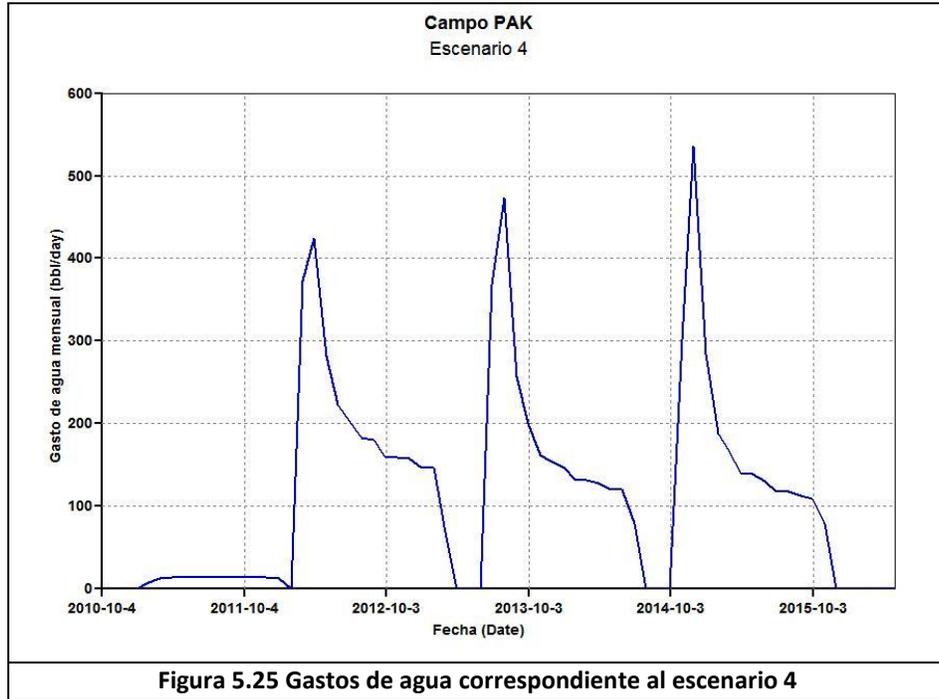


Figura 5.24 Gastos de aceite correspondiente al escenario 4

La producción de agua tiene máximos de 424, 473 y 536 [bl/día] en cada ciclo, en la figura 5.25 se observa el gasto de agua; así mismo, la figura 5.26 muestra el comportamiento de la fracción de agua para cada ciclo. Es de notarse que el último ciclo es el que alcanza una mayor producción de agua.

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor



Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

En la figura 5.27 se observan las producciones acumuladas de aceite y agua, para la primera se tiene una producción al cierre del último ciclo de 725,595 [bbl] y para el agua 236,274 [bbl].

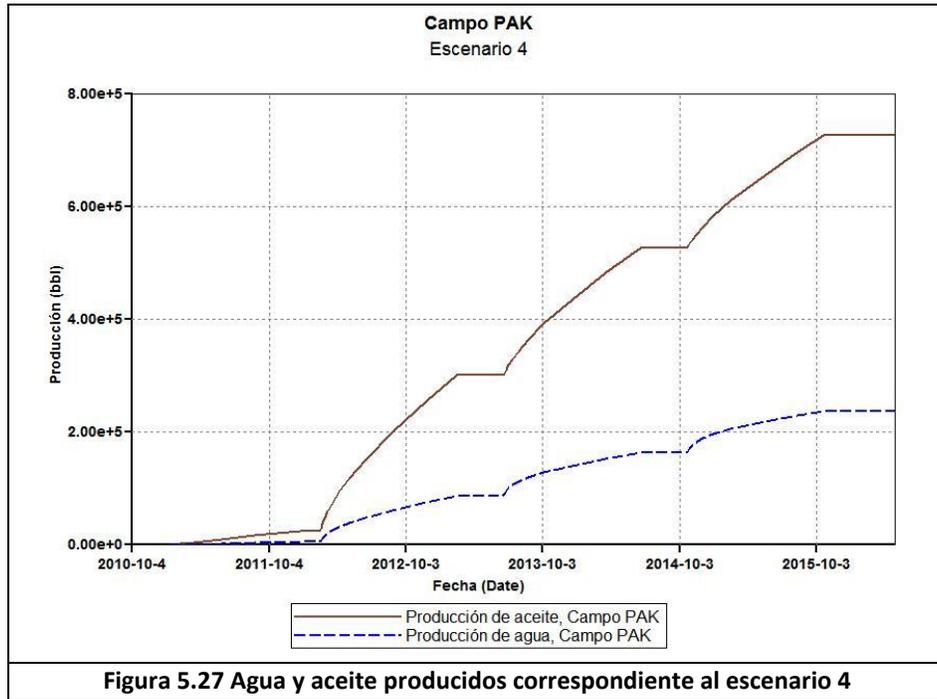


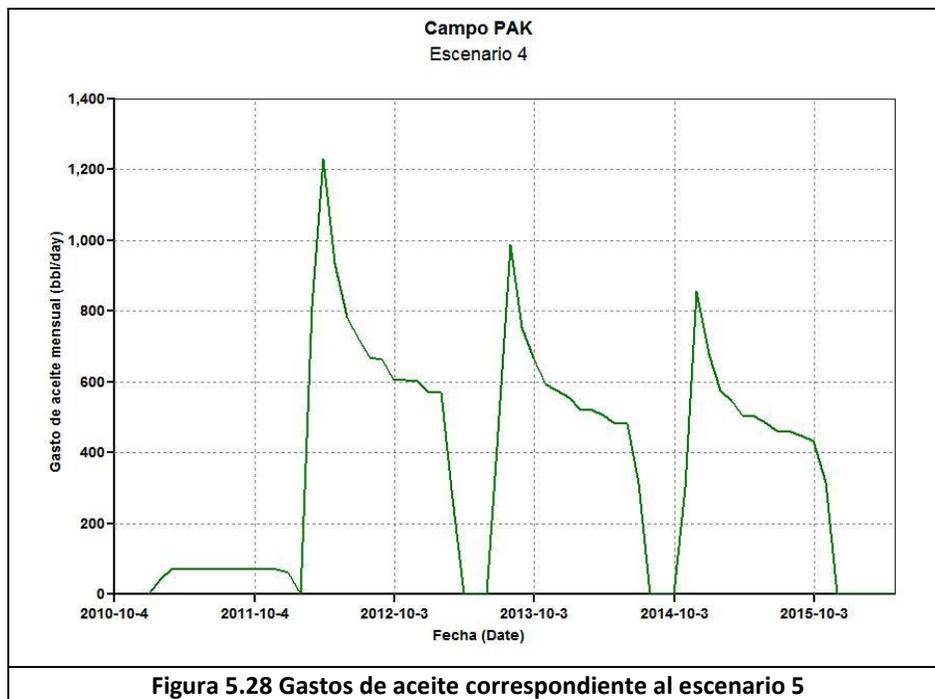
Figura 5.27 Agua y aceite producidos correspondiente al escenario 4

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

- **ESCENARIO 5**

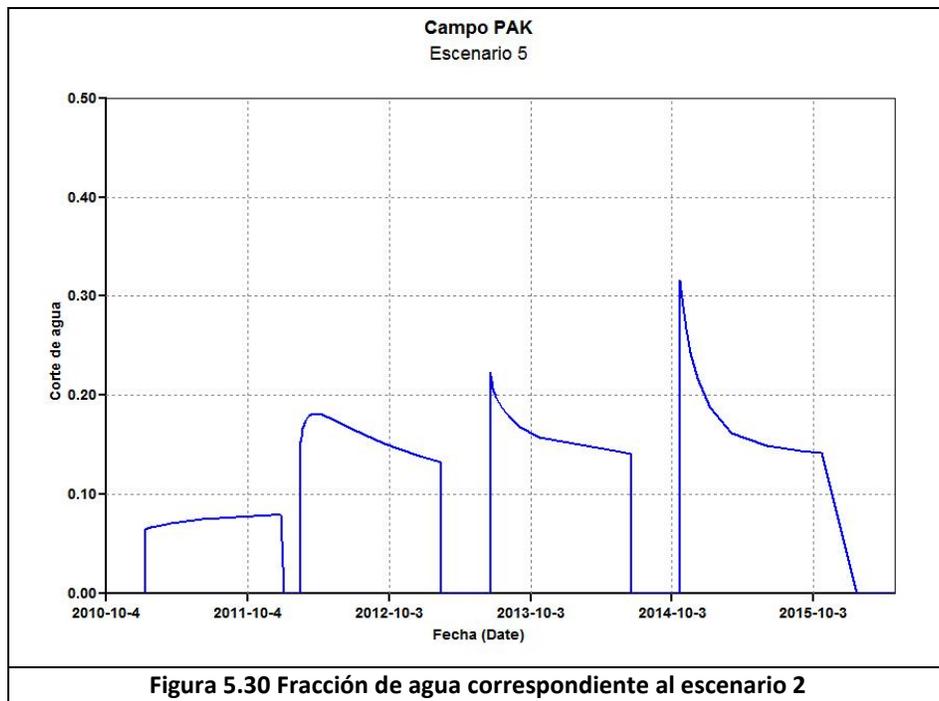
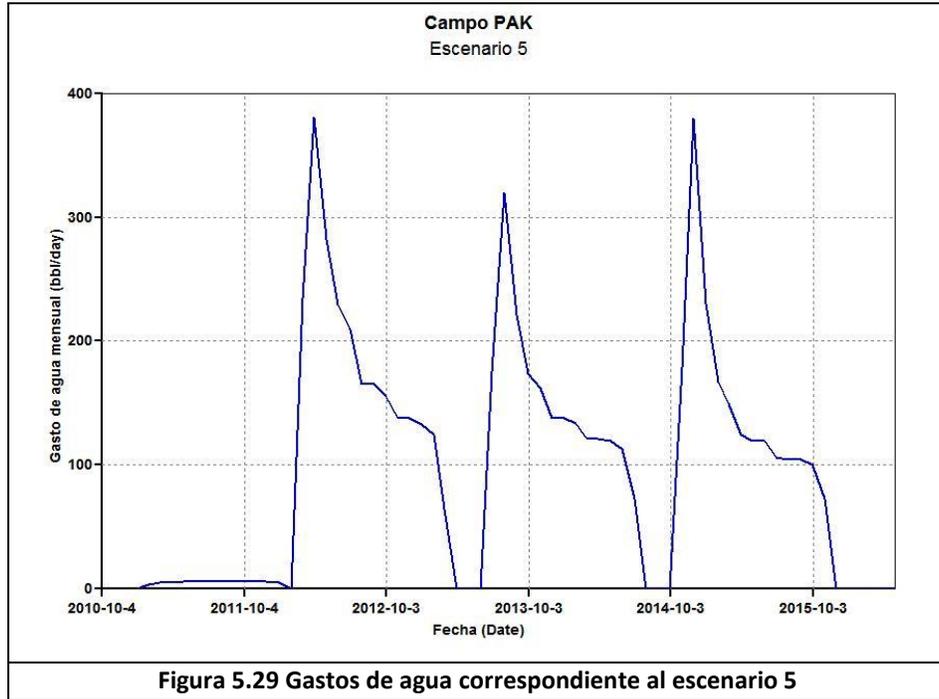
Las propiedades consideradas en este modelo, son semejantes a las del escenario 2, con una distribución mínima de porosidad de 0.1989 y una máxima de 0.2077, con permeabilidades dentro del rango de 2,618 a 2,734 [*mD*], y saturación de agua de 0.2308 a 0.2337; sin embargo, se ha considerado para este caso una NTG de 0.8.

En la figura 5.28 se observa el gasto del Campo con las condiciones citadas, se tiene un período de producción histórico constante de 70 [*bl/día*] durante alrededor de un año, los períodos de producción por cada ciclo son de un año, se observan gastos máximos de producción de 1,724, 1,390 y 1,197 [*bl/día*] para cada ciclo.



Las máximas producciones de agua en cada para cada período es de 380, 320 y 379 [*bl/día*] en cada ciclo, en la figura 5.29 se observa el gasto de agua; de igual manera, la figura 5.30 muestra el comportamiento de la fracción de agua para cada período.

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor



Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

La figura 5.31 muestra las producciones acumuladas de aceite y agua, se tiene que para la primera la producción al cierre del último ciclo de 1,013,720 [bbl] y para el agua 196,265 [bbl].

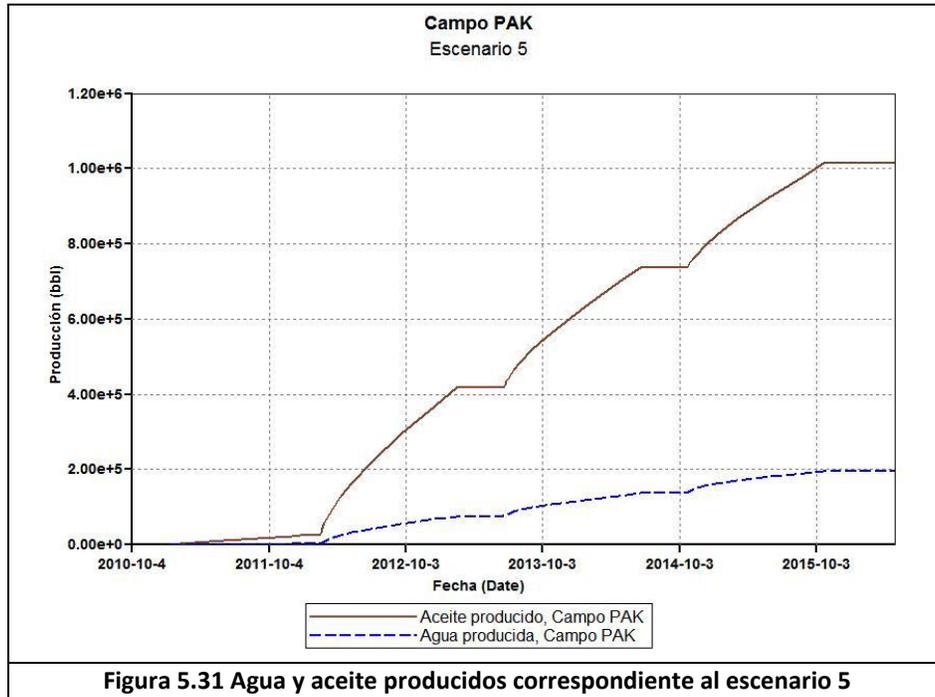


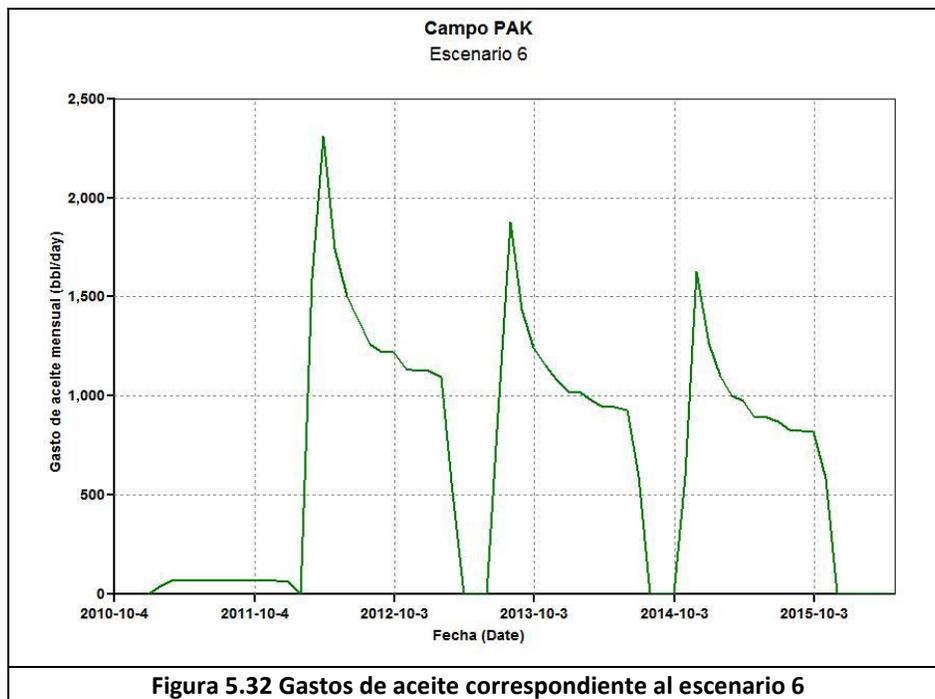
Figura 5.31 Agua y aceite producidos correspondiente al escenario 5

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

- **ESCENARIO 6**

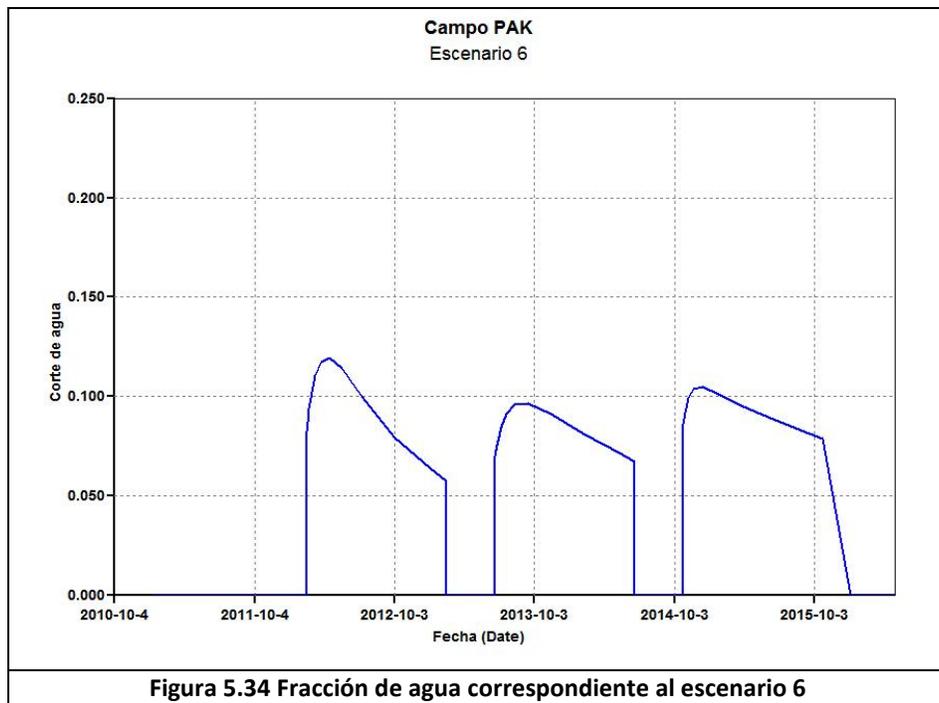
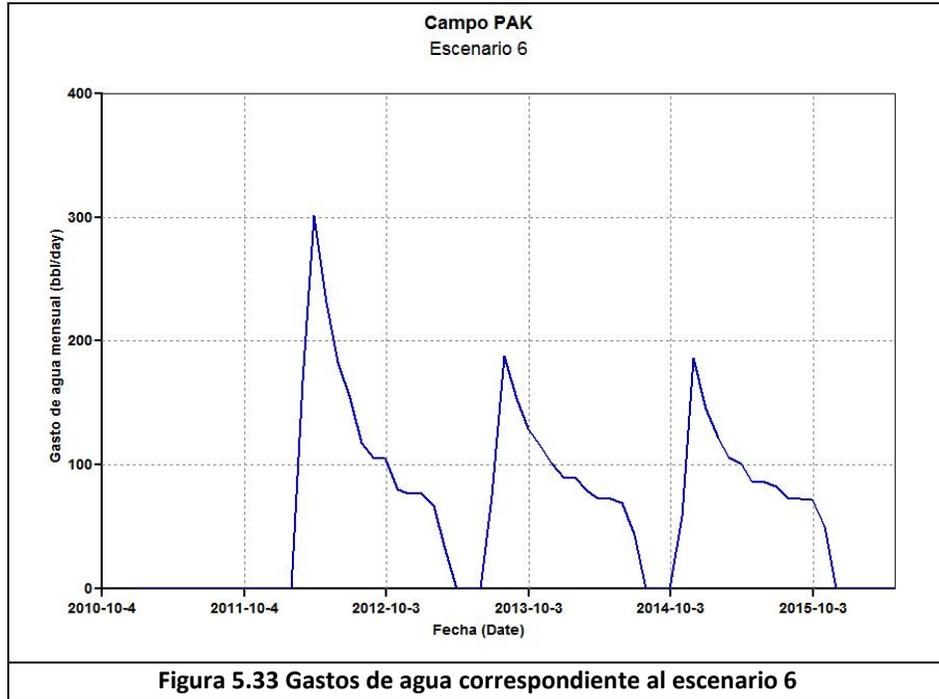
Las propiedades consideradas en este caso, son las mismas que las del escenario 3, con una distribución mínima de porosidad de 0.24867 y una máxima de 0.25967, con permeabilidades dentro del rango de 3,272 a 3,417 [mD], y saturación de agua de 0.2135 a 0.2171; sin embargo, se ha considerado para este caso una NTG de 0.8.

En la figura 5.32 se observa el gasto del Campo bajo las condiciones antes descritas, se observa un período de producción histórico constante de 70 [bl/día] durante aproximadamente un año, los períodos de producción por cada ciclo son de un año, se tienen para este caso gastos máximos de producción de 2,308, 1,876 y 1,627 [bl/día] para cada período.



Las máximas producciones de agua para cada período es de 301, 188 y 186 [bl/día], en la figura 5.33 se observa el gasto de agua; de igual manera, la figura 5.34 muestra el comportamiento de la fracción de agua para cada período. En este escenario, el último ciclo es el que tiene una menor producción de agua.

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor



Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

La figura 5.35 muestra las producciones acumuladas de aceite y agua, para el aceite se tiene una producción al cierre del último ciclo de 1,353,450 [bbl] y para el agua 128,547 [bbl].

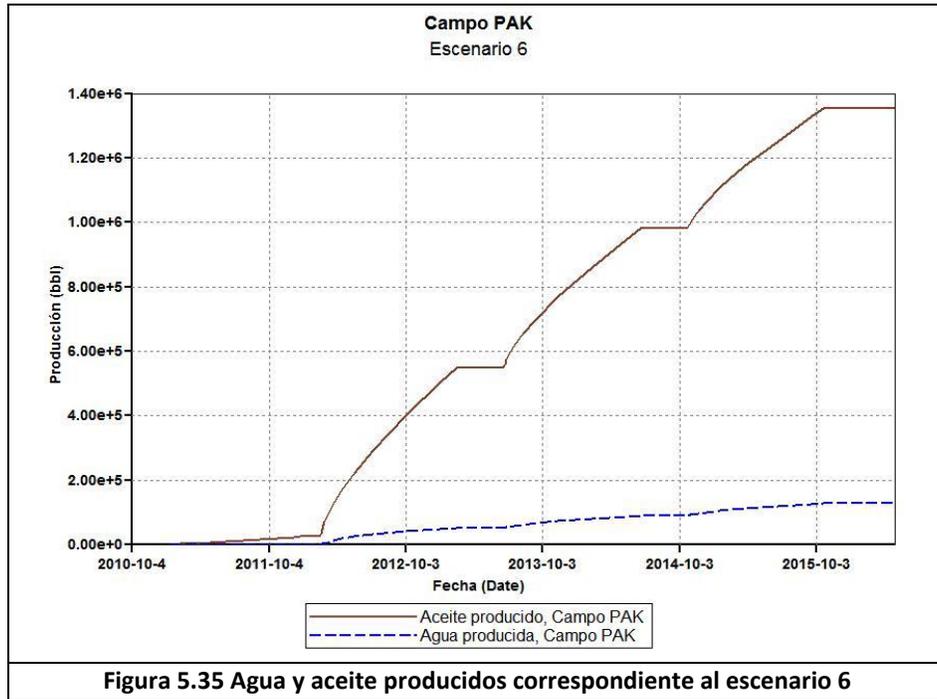


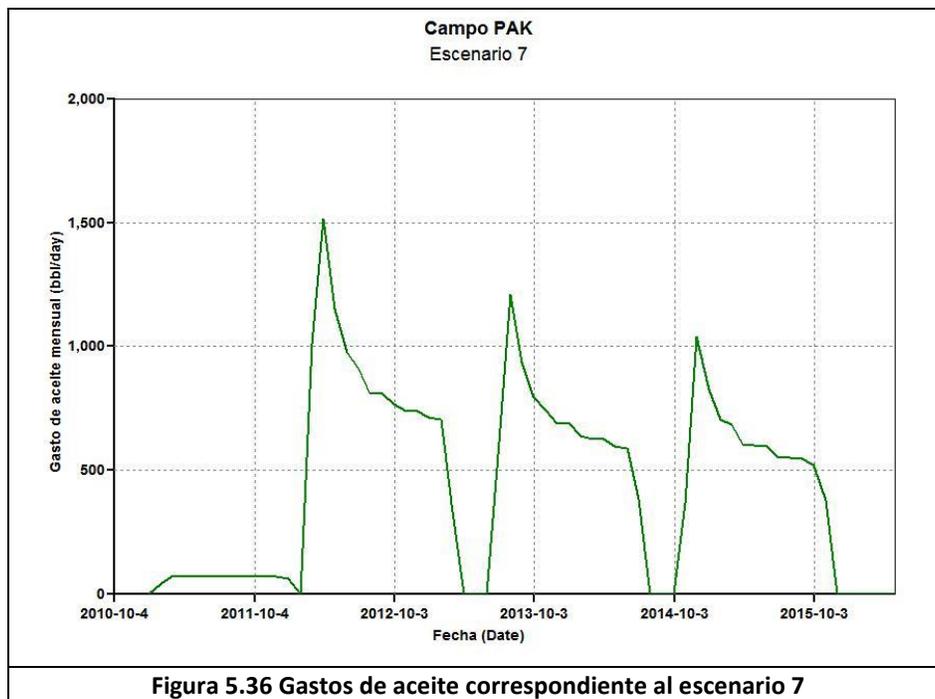
Figura 5.35 Agua y aceite producidos correspondiente al escenario 6

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

- **ESCENARIO 7**

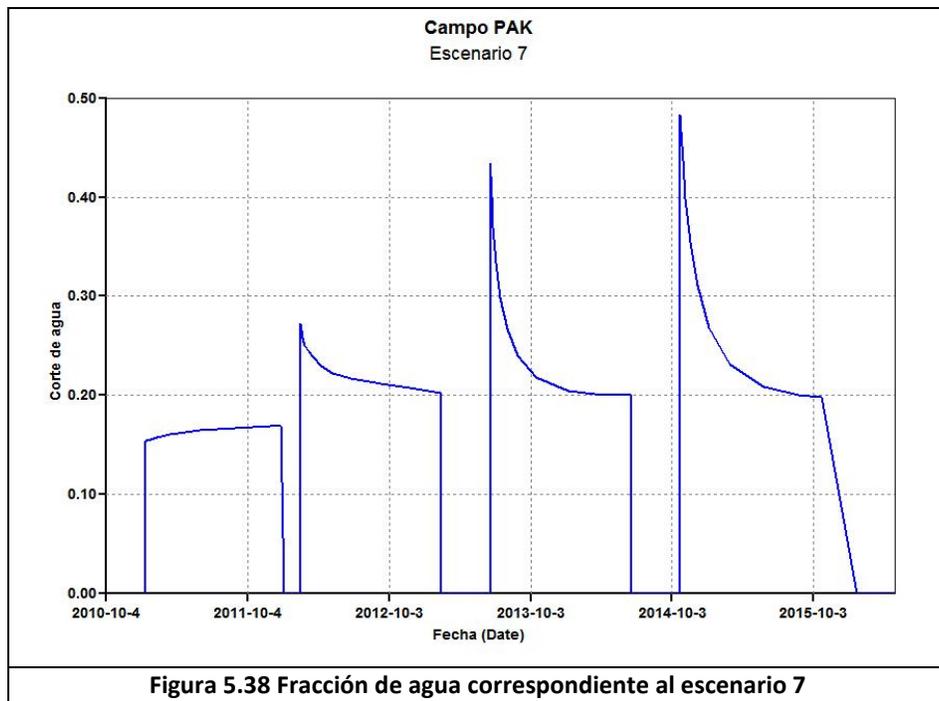
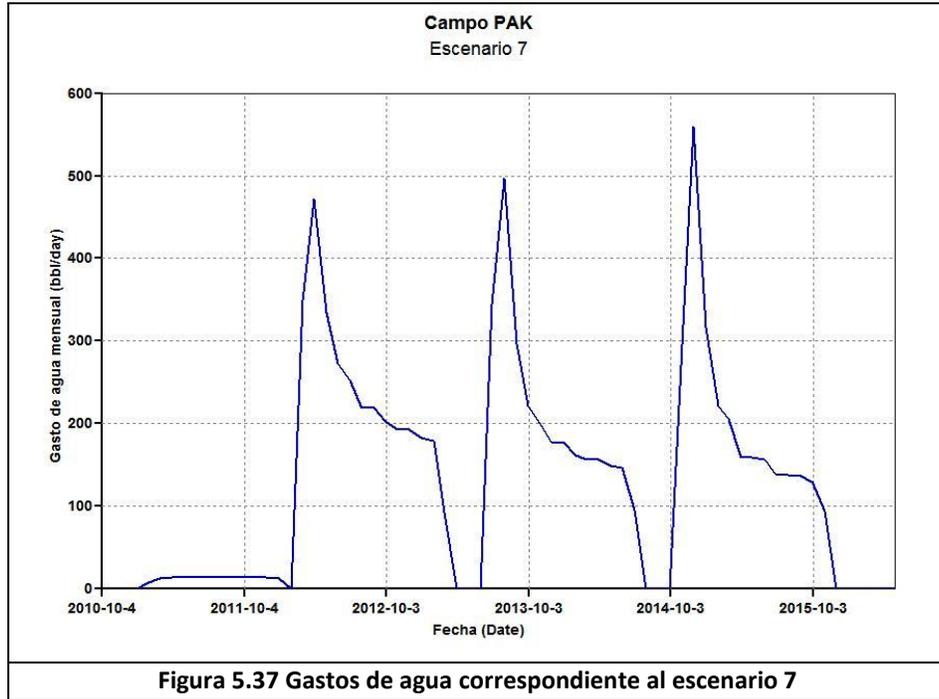
Para este escenario, las propiedades consideradas son idénticas a las contempladas en los escenarios 1 y 4, que corresponden a una distribución mínima de porosidad de 0.24867 y una máxima de 0.25967, con permeabilidades dentro del rango de 3,272 a 3,417 [mD], y saturación de agua de 0.2135 a 0.2171; para este caso se ha considerado una NTG de 1.0.

En la figura 5.36 se observa el gasto del Campo con las condiciones descritas, se observa un período de producción histórico constante de 70 [bl/día] durante aproximadamente un año, los períodos de producción por cada ciclo son de un año, se tienen para este caso gastos máximos de producción de 1,514, 1,211 y 1,041 [bl/día] para cada período.



Las máximas producciones de agua en cada período es de 472, 497 y 560 [bl/día], en la figura 5.37 se observa el gasto de agua; de igual manera, la figura 5.38 muestra el comportamiento de la fracción de agua para cada período.

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor



Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

En la figura 5.39 se observan las producciones acumuladas de aceite y agua, para el aceite se tiene una producción al cierre del último ciclo de 884,801 [b] y para el agua 268,050 [b].

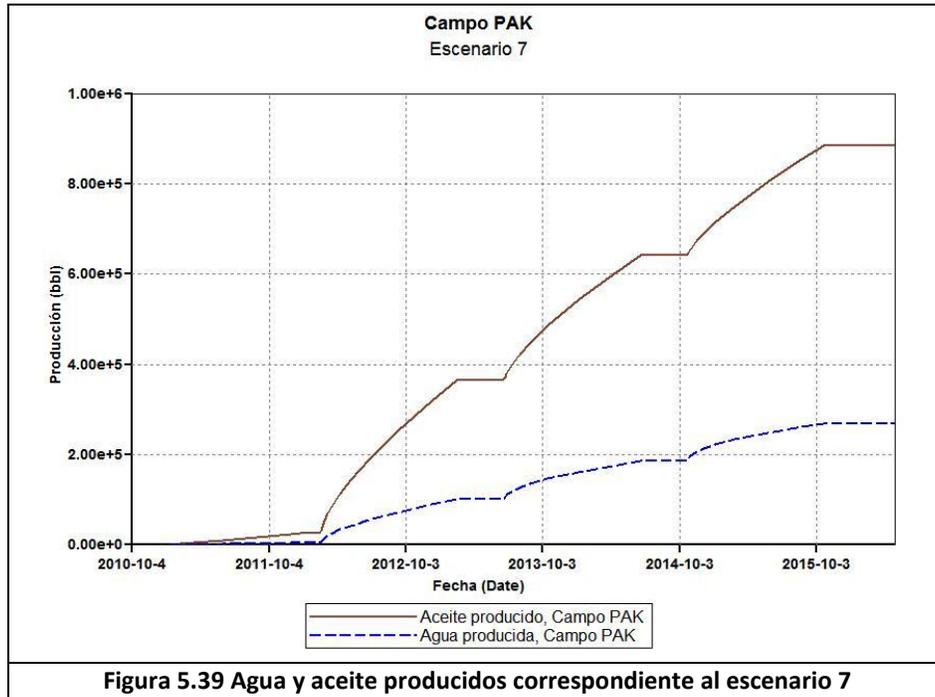


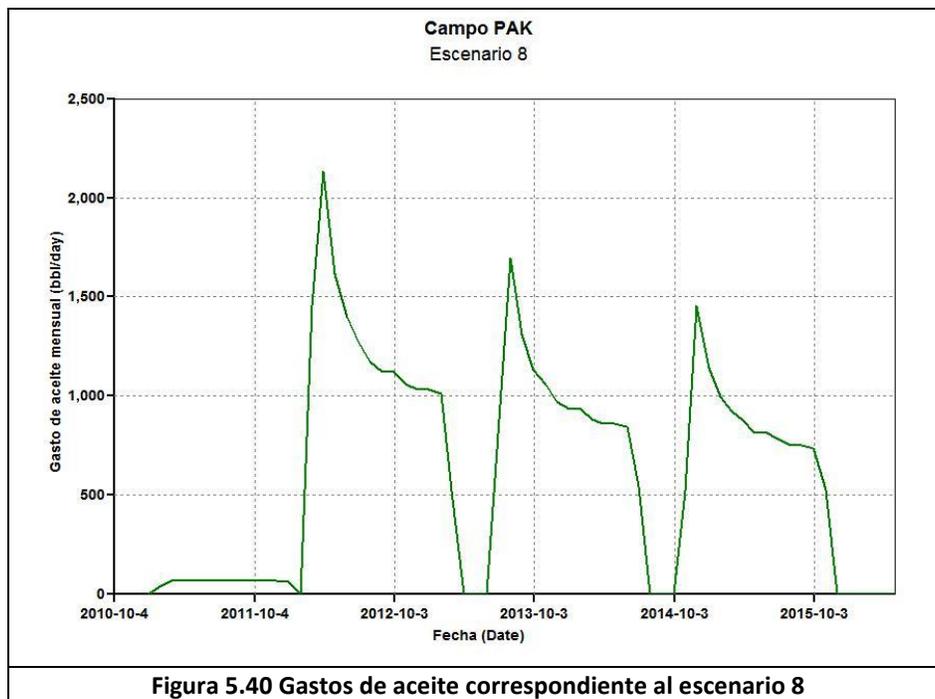
Figura 5.39 Agua y aceite producidos correspondiente al escenario 7

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

- **ESCENARIO 8**

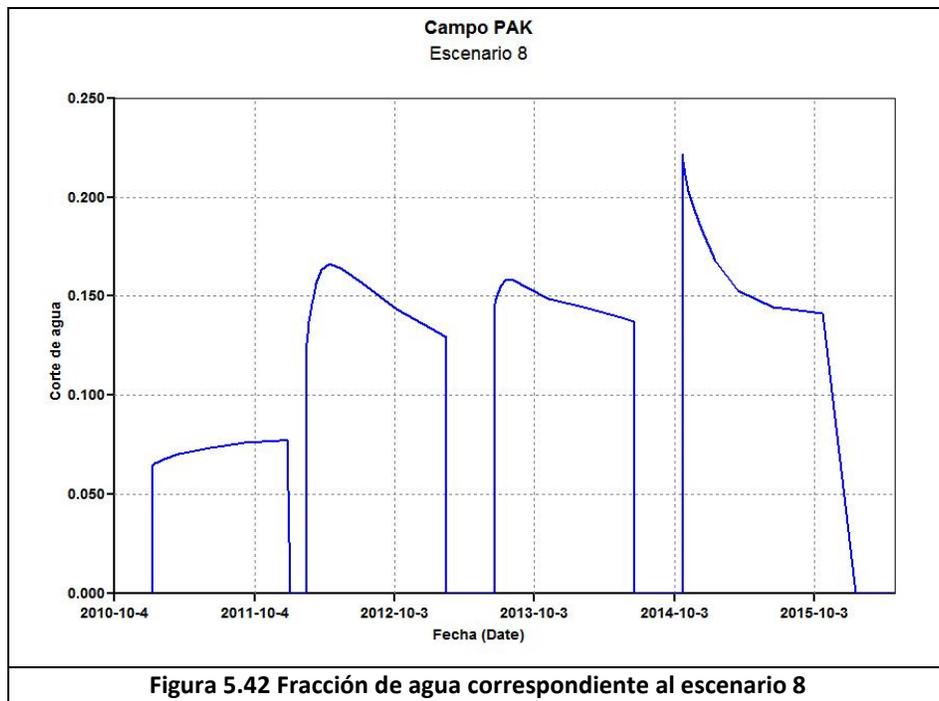
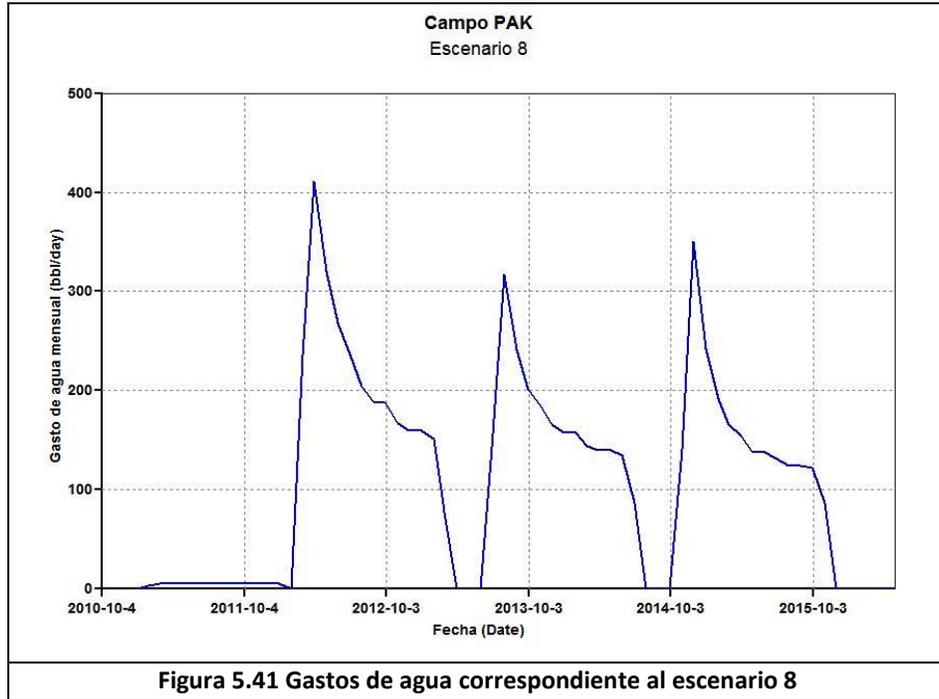
Las propiedades supuestas en este modelo, son idénticas a las contempladas en los escenarios 2 y 5, que corresponden a una distribución mínima de porosidad de 0.1989 y una máxima de 0.2077, con permeabilidades dentro del rango de 2,618 a 2,734 [mD], y saturación de agua de 0.2308 0.2337; se ha considerado para este caso una NTG de 1.0.

En la figura 5.40 se observa el gasto del Campo con las condiciones mencionadas, se tiene un período de producción histórico constante de 70 [bl/día] durante aproximadamente un año, los períodos de producción por cada ciclo son de un año, se observan gastos máximos de producción de 2,135, 1,695 y 1,457 [bl/día] para cada período.



Las máximas producciones de agua para cada período es de 411, 317 y 351 [bl/día] en cada ciclo, en la figura 5.41 se observa el gasto de agua; de igual manera, la figura 5.42 muestra el comportamiento de la fracción de agua para cada período.

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor



Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

La figura 5.43 muestra las producciones acumuladas de aceite y agua, se tiene que para la primera se alcanza una producción al cierre del último ciclo de 1,238,160 [bl] y para el agua 217,853 [bl].

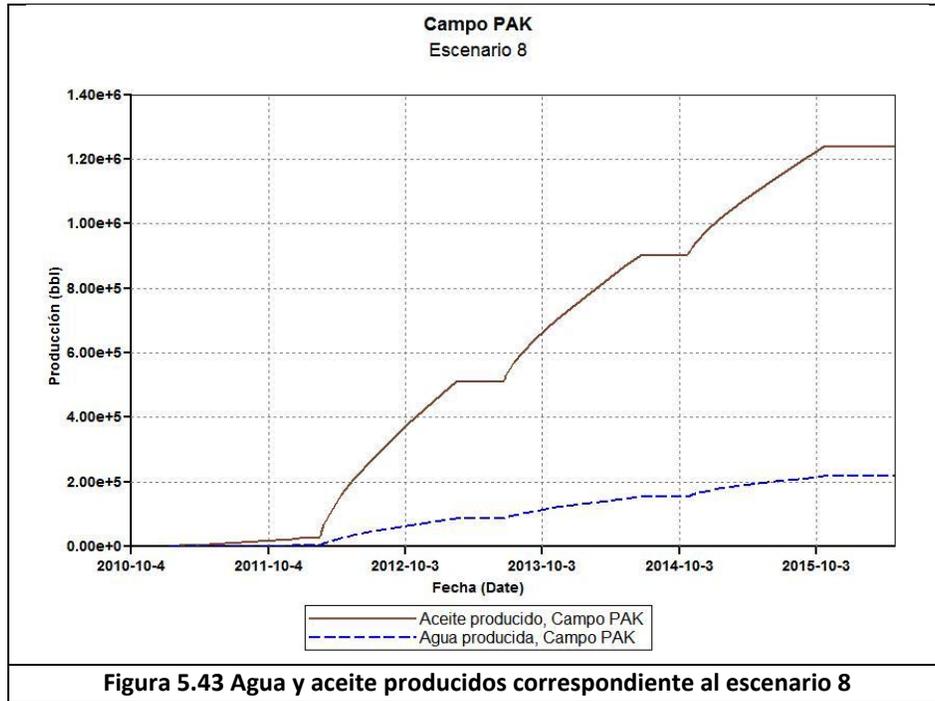


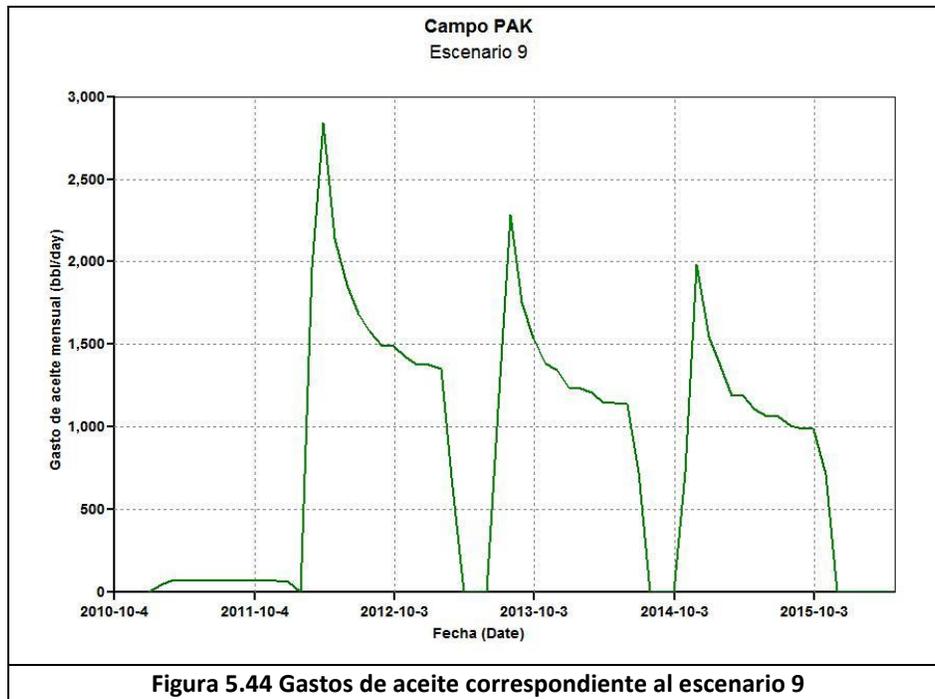
Figura 5.43 Agua y aceite producidos correspondiente al escenario 8

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

- **ESCENARIO 9**

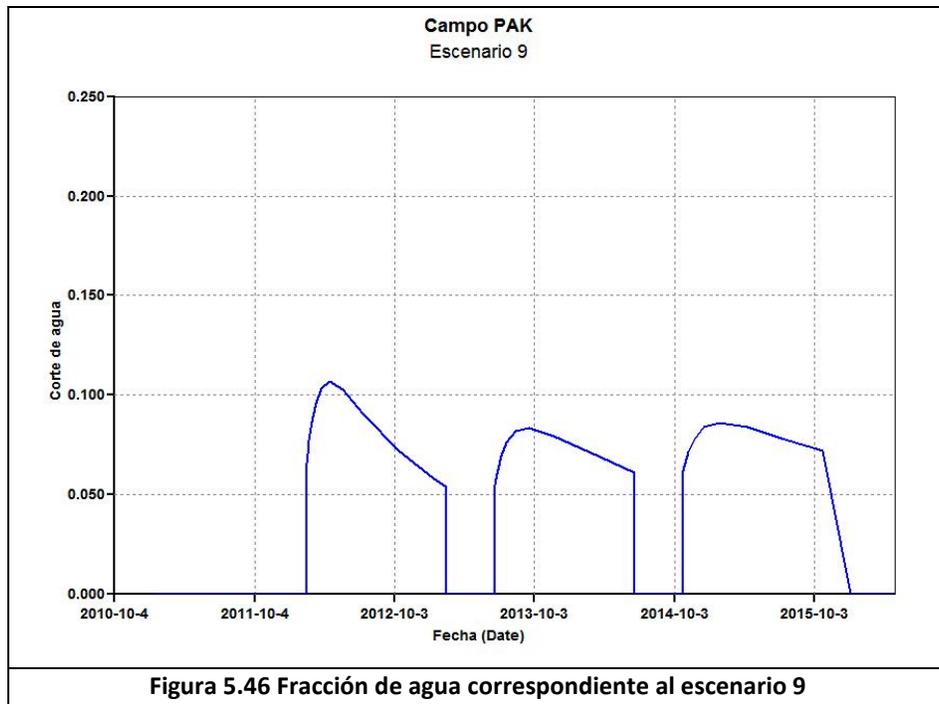
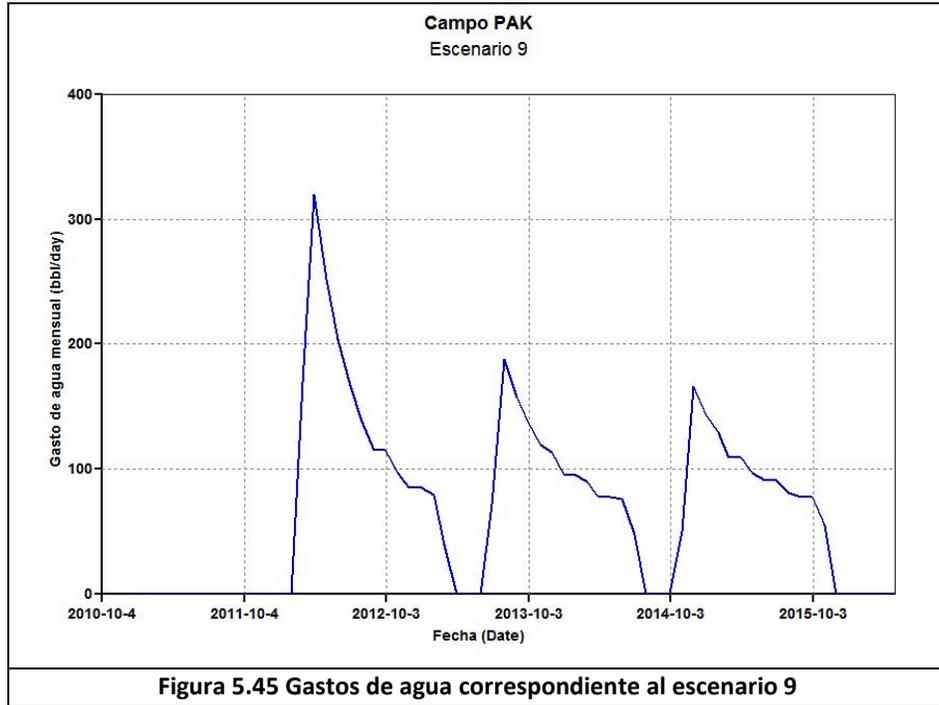
Para este último escenario, las propiedades del modelo son idénticas a las contempladas en los escenarios 3 y 6, que corresponden a una distribución mínima de porosidad de 0.24867 y una máxima de 0.25967, con permeabilidades dentro del rango de 3,272 a 3,417 [mD], y saturación de agua de 0.2135 a 0.2171; sin embargo, se ha considerado para este caso una NTG de 1.0.

En la figura 5.44 se observa el gasto del Campo con las condiciones antes descritas, se observa un período de producción histórica constante de 70 [bl/día] durante aproximadamente un año, los períodos de producción por cada ciclo son de un año, se tienen para este caso gastos máximos de producción de 2,839, 2,284 y 1,985 [bl/día] para cada período.



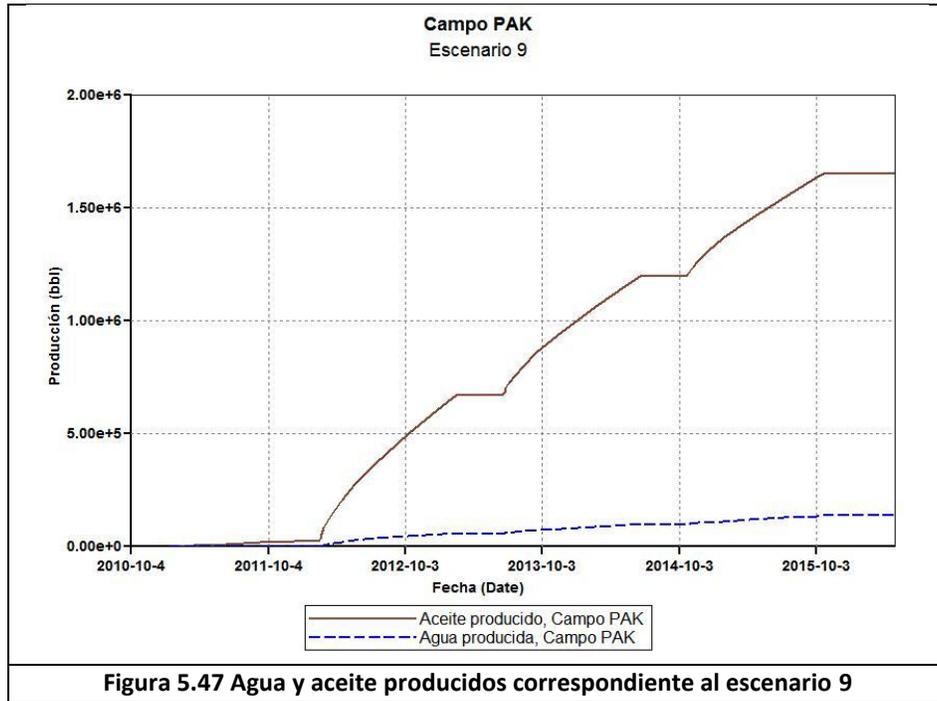
Las máximas producciones de agua para cada período es de 320, 188 y 166 [bl/día], en la figura 5.45 se observa el gasto de agua; de igual manera, la figura 5.46 muestra el comportamiento de la fracción de agua para cada período.

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor



Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

La figura 5.47 muestra las producciones acumuladas de aceite y agua, se tiene que para la primera se logra una producción al cierre del último ciclo de 1,650,990 [b/l] y para el agua 136,775 [b/l].



5.3 ANÁLISIS DE RESULTADOS

5.3.1 Pérdidas de calor en la tubería de inyección

La calidad del vapor con la que llega al fondo del pozo depende del espesor del aislante de la tubería de inyección y de la temperatura del fluido tanto de inyección como del espacio anular que la rodea. A mayor espesor de aislante, mayor será la calidad obtenida en el fondo del pozo y adicionalmente el diseño del pozo contribuye a reducir las pérdidas de calor hacia el sistema de paredes compuestas por tuberías, cemento y formaciones.

Para obtener menores pérdidas de calor en el sistema, es necesario hacer un análisis del tipo de aislante a emplearse en la tubería de inyección. Es necesario estimar la distribución de temperatura del fluido a lo largo de la tubería, para así poder estimar su entalpía (contenido de calor) a cada profundidad y de allí las pérdidas de calor.

5.3.2 Consideraciones respecto a la profundidad

La profundidad está limitada por la capacidad de la tubería de revestimiento a soportar esfuerzos térmicos a la que es sometida; resulta entonces conveniente realizar un diseño apropiado teniendo en cuenta las variaciones de la temperatura que pueden derivar en un alto esfuerzo térmico.

Debe señalarse que aún determinada la máxima temperatura que puede tolerar la TR, una longitud mayor redundaría en una pérdida de calor minimizando la calidad del vapor inyectado.

Las tuberías que ofrecen un buen funcionamiento para tratamientos térmicos son N-80, J-55; es común encontrar catálogos que ofrecen los esfuerzos máximos y mínimos de tuberías para tratamiento térmico que superan hasta en un 25% el esfuerzo de cedencia nominal, este incremento es aceptable y de uso para que la TR no sea afectada por una deformación permanente.

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

5.3.3 PRODUCCIÓN DE ACEITE

Respecto a las propiedades observadas y su impacto en la producción se tienen los siguientes resultados:

En la tabla 5.11 se muestran las producciones de aceite para los escenarios considerados en el modelado.

<i>Escenario</i>	<i>NTG</i> <i>[Fracción]</i>	<i>ϕ promedio</i> <i>[Fracción]</i>	<i>S_o promedio</i> <i>[Fracción]</i>	<i>N_p</i> <i>[bl]</i>
1	0.4	0.15	0.7509	386,124
2	0.4	0.20	0.7679	536,558
3	0.4	0.25	0.7849	709,843
4	0.8	0.15	0.7509	725,595
5	0.8	0.20	0.7679	1,013,720
6	0.8	0.25	0.7849	1,353,450
7	1.0	0.15	0.7509	884,801
8	1.0	0.20	0.7679	1,238,160
9	1.0	0.25	0.7849	1,650,990

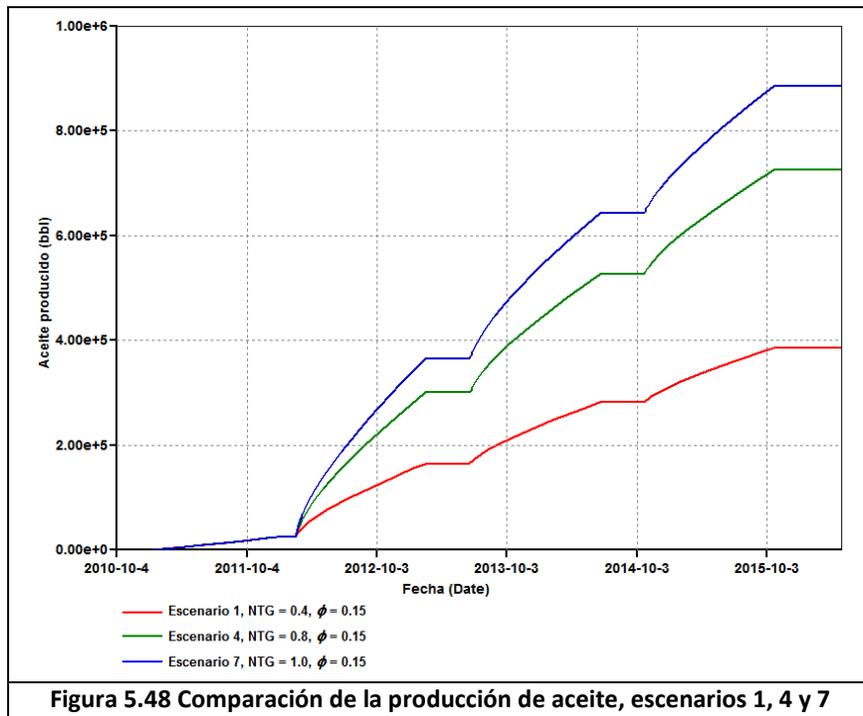
Tabla 5.11 Producciones de aceite para cada escenario al cierre del tercer período de producción

De los resultados obtenidos se llevó a cabo una comparación de las gráficas de aceite producido comparando primeramente aquellos escenarios que consideran porosidades idénticas, donde la única variante es la NTG.

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

5.3.3.1 Comparación de los escenarios 1, 4 y 7

En la figura 5.48 se muestra la gráfica comparativa de los escenarios 1, 4 y 7. Los tres escenarios contemplan una porosidad de 0.15, con NTG de 0.4, 0.8 y 1.0. Se observa que para una NTG de 0.4 se tiene una producción de aceite al cierre del tercer ciclo de 386,124 [b], cuando se varía la NTG a 0.8 el aceite producido aumenta en un 88% alcanzando los 725,595 [b], mientras que cuando la NTG tiene un valor de 1.0, la producción se incrementa 129% respecto a la NTG de 0.4, teniéndose una producción de aceite de 884,801 [b].



La tabla 5.12 resume lo descrito anteriormente respecto a la producción de aceite.

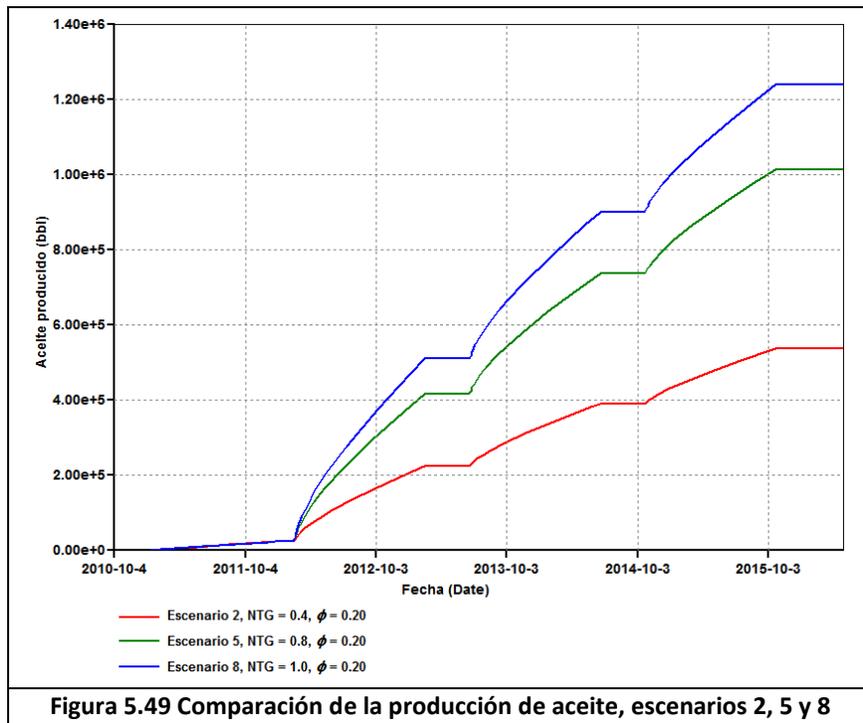
Escenario	NTG [Fracción]	ϕ promedio [Fracción]	N_p [b]	Comportamiento respecto al escenario 1 [%]
1	0.4	0.15	386,124	
4	0.8	0.15	725,595	88
7	1.0	0.15	884,801	129

Tabla 5.12 Comparación de los resultados de los escenarios 1, 4 y 7

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

5.3.3.2 Comparación de los escenarios 2, 5 y 8

En la figura 5.49 se observa la gráfica comparativa de los escenarios 2, 5 y 8. Estos consideran una porosidad de 0.20, con una NTG con valores de 0.4, 0.8 y 1.0. Se aprecia que para una NTG de 0.4 se han producido al final del tercer ciclo 536,558 [bl], cuando se tiene una NTG de 0.8 la producción de aceite se incrementa 89% respecto a la NTG de 0.4, produciéndose 1,013,720 [bl]; finalmente, para una NTG de 1.0 la producción crece en un 131% respecto a la NTG de 0.4, con una producción de aceite de 1,238,160 [bl].



La tabla 5.13 muestra lo descrito arriba respecto a la producción de aceite para estos escenarios.

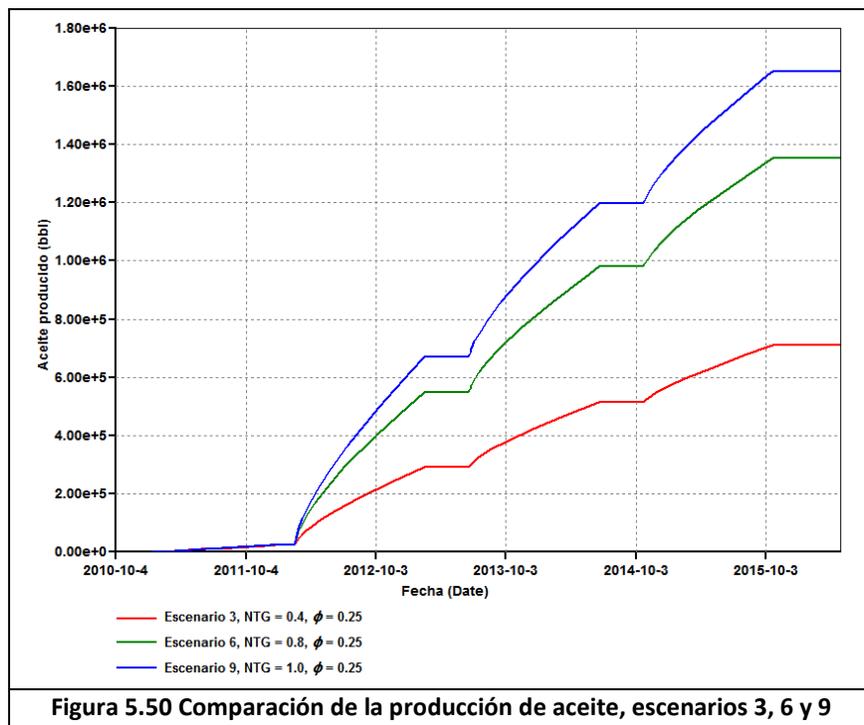
Escenario	NTG [Fracción]	ϕ promedio [Fracción]	N_p [bl]	Comportamiento respecto al escenario 2 [%]
2	0.4	0.20	536,558	
5	0.8	0.20	1,013,720	89
8	1.0	0.20	1,238,160	131

Tabla 5.13 Comparación de los resultados de los escenarios 2, 5 y 8

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

5.3.3.3 Comparación de los escenarios 3, 6 y 9

Los escenarios 3, 6 y 9 consideran porosidades de 0.25, de manera similar a los casos anteriores, la NTG toma valores de 0.4, 0.8 y 1.0. Para el primer caso se tiene una producción de aceite al término del tercer ciclo de 709,843 [bl]; para el caso de NTG igual a 0.8, la producción crece 91% con una producción de 1,353,450 [bl]; cuando la NTG tiene un valor de 1.0, la producción se incrementa 133% respecto a la NTG de 0.4, logrando una producción de 1,650,990 [bl] de aceite. En la figura 5.50 se observa la comparación de las producciones descritas.



La tabla 5.14 muestra lo descrito inicialmente respecto a la producción de aceite para los escenarios 3, 6 y 9.

Escenario	NTG [Fracción]	ϕ promedio [Fracción]	N_p [bl]	Comportamiento respecto al Escenario 3 [%]
3	0.4	0.25	709,843	
6	0.8	0.25	1,353,450	91
9	1.0	0.25	1,650,990	133

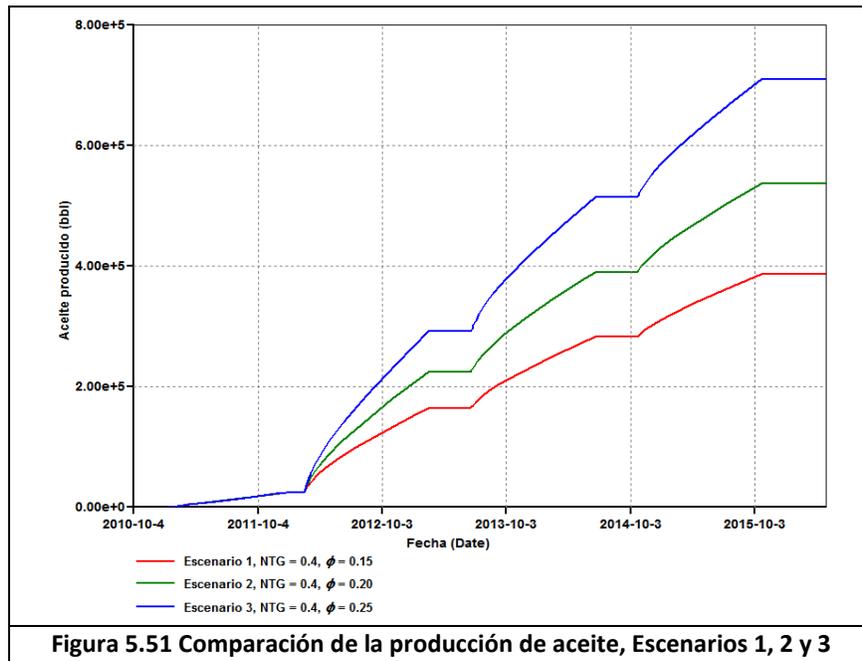
Tabla 5.14 Comparación de los resultados de los escenarios 3, 6 y 9

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

En los casos anteriores el parámetro que ha variado es la NTG, manteniéndose la porosidad constante en cada caso. Ahora bien, se procedió a llevar a cabo la comparación de escenarios manteniendo la NTG constante y variando la porosidad.

5.3.3.4 Comparación de los escenarios 1, 2 y 3

La figura 5.51 muestra las gráficas de producción de aceite para los escenarios 1, 2 y 3; como se mencionó, los escenarios consideran una NTG de 0.4. El escenario 1 supone una porosidad de 0.15; para este caso la producción de aceite alcanza 386,124 [bl]. Para el escenario 2 la porosidad convenida es de 0.20; se tiene entonces una producción de 536,558 [bl] incrementándose 39% respecto al escenario 1. En cuanto al escenario 3, la porosidad considerada es de 0.25; obteniéndose una producción de 709,843 [bl], 84% más que la obtenida en el escenario 1.



La tabla 5.15 muestra lo descrito anteriormente respecto a la producción de aceite para los escenarios 1, 2 y 3.

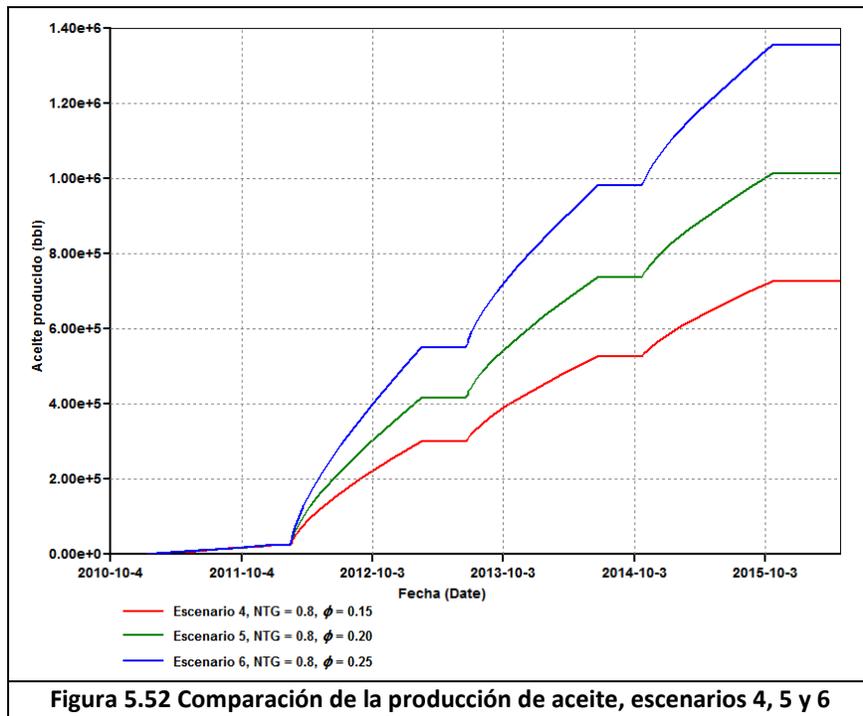
Escenario	NTG [Fracción]	ϕ promedio [Fracción]	N_p [bl]	Comportamiento respecto al escenario 1 [%]
1	0.4	0.15	386,124	
2	0.4	0.20	536,558	39
3	0.4	0.25	709,843	84

Tabla 5.15 Comparación de los resultados de los escenarios 1, 2 y 3

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

5.3.3.5 Comparación de los escenarios 4, 5 y 6

La comparación de las producciones de aceite de los escenarios 4, 5 y 6 se aprecia en la figura 5.52. Se tiene que la producción de aceite del escenario 4, para una porosidad de 0.15 es de 725,595 [bl]. Para el caso del escenario 5; con una porosidad de 0.20, la producción de aceite aumenta 40%; es decir 1,013,720 [bl]. En el escenario 6 la producción se incrementa a 1,353,450 [bl], correspondiente a un 87%. Téngase en cuenta que para los tres escenarios antes descritos, la NTG tiene un valor de 0.8.



La tabla 5.16 muestra lo descrito anteriormente respecto a la producción de aceite para los escenarios 4, 5 y 6.

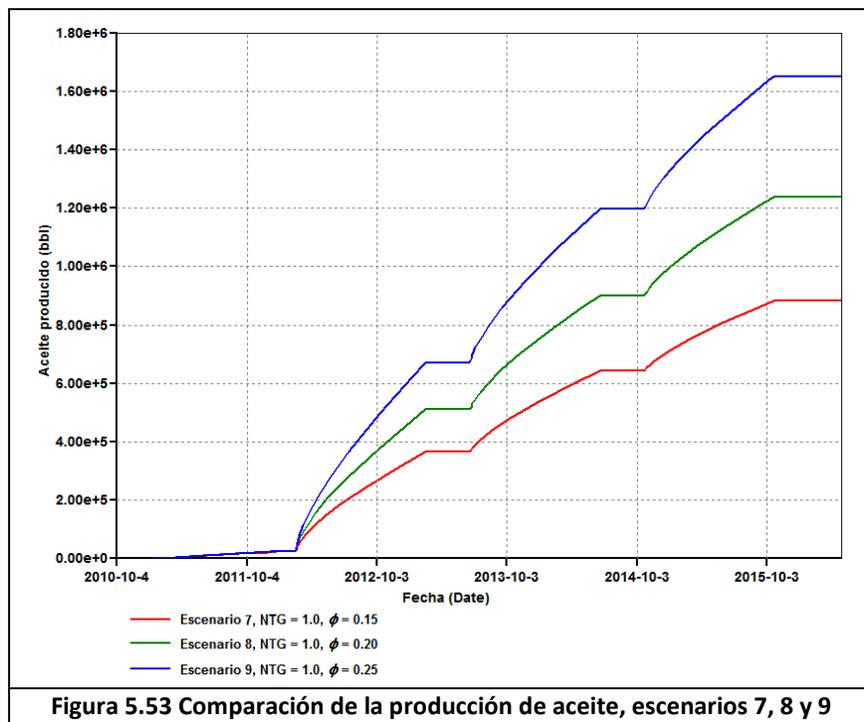
Escenario	NTG [Fracción]	ϕ promedio [Fracción]	N_p [bl]	Comportamiento respecto al escenario 4 [%]
4	0.8	0.15	725,595	
5	0.8	0.20	1,013,720	40
6	0.8	0.25	1,353,450	87

Tabla 5.16 Comparación de los resultados de los escenarios 4, 5 y 6

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

5.3.3.6 Comparación de los escenarios 7, 8 y 9

La figura 5.53 se observa el comportamiento de la producción de aceite para los escenarios 7, 8 y 9. Estos escenarios consideran una NTG con un valor de 1.0. El escenario 7 logra una producción de 884,801 [bl] al término del último ciclo con una porosidad de 0.15. El escenario 8 incrementa en 40% la producción respecto al escenario 7, logrando 1,238,160 [bl] considerando una porosidad de 0.20. Finalmente, la producción de aceite en el escenario 9 alcanza una producción de aceite de 1,650,990 [bl], 87% más respecto al escenario 7, con una porosidad de 0.25.



La tabla 5.17 muestra lo descrito anteriormente respecto a la producción de aceite para los escenarios 7, 8 y 9.

Escenario	NTG [Fracción]	ϕ promedio [Fracción]	N_p [bl]	Comportamiento respecto al escenario 7 [%]
7	1.0	0.15	884,801	
8	1.0	0.20	1,238,160	40
9	1.0	0.25	1,650,990	87

Tabla 5.17 Comparación de los resultados de los escenarios 7, 8 y 9

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

5.3.4 PRODUCCIÓN DE AGUA

En la tabla 5.18 se muestran las producciones de agua para los escenarios considerados en el modelado.

<i>Escenario</i>	<i>NTG</i> [Fracción]	<i>ϕ promedio</i> [Fracción]	<i>S_o promedio</i> [Fracción]	<i>W_p</i> [bl]
1	0.4	0.15	0.7509	164,533
2	0.4	0.20	0.7679	145,251
3	0.4	0.25	0.7849	111,345
4	0.8	0.15	0.7509	236,274
5	0.8	0.20	0.7679	196,265
6	0.8	0.25	0.7849	128,547
7	1.0	0.15	0.7509	268,050
8	1.0	0.20	0.7679	217,853
9	1.0	0.25	0.7849	136,775

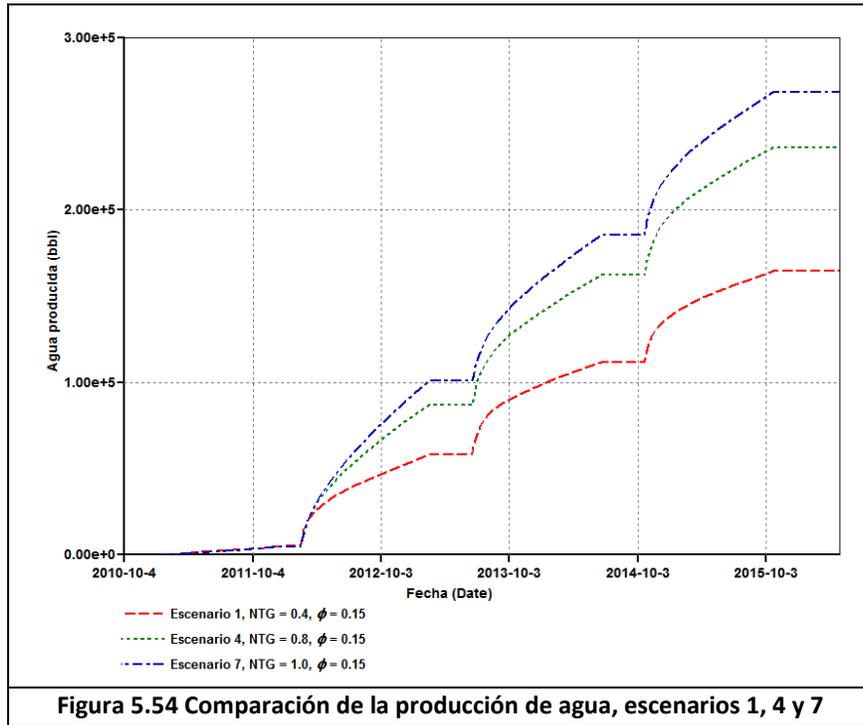
Tabla 5.18 Producciones de agua para cada escenario al cierre del tercer período de producción

Adicionalmente, de los resultados obtenidos se llevó a cabo una comparación de las gráficas de agua producida comparando primeramente aquellos escenarios que consideran porosidades idénticas, donde la única variante es la NTG.

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

5.3.4.1 Comparación de los escenarios 1, 4 y 7

La figura 5.54 muestra la gráfica comparativa de los escenarios 1, 4 y 7. Estos contemplan una porosidad de 0.15, con NTG de 0.4, 0.8 y 1.0. Para una NTG de 0.4 se tiene una producción de agua al cierre del tercer ciclo de 164,533 [bl], cuando se varía la NTG a 0.8 el agua producida aumenta 44% alcanzando 236,274 [bl], mientras que cuando la NTG es de 1.0, la producción se incrementa 63% respecto a la NTG de 0.4, teniéndose una producción de 268,050 [bl].



La tabla 5.19 muestra lo descrito anteriormente respecto a la producción de agua para los escenarios 1, 4 y 7.

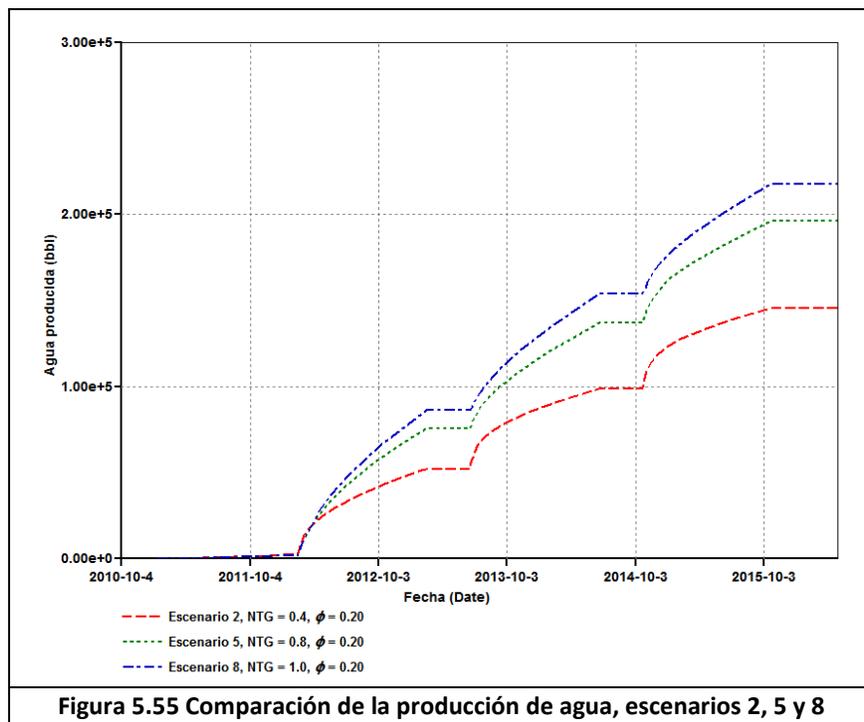
<i>Escenario</i>	<i>NTG [Fracción]</i>	<i>φ promedio [Fracción]</i>	<i>W_p [bl]</i>	<i>Comportamiento respecto al escenario 1 [%]</i>
1	0.4	0.15	164,533	
4	0.8	0.15	236,274	44
7	1.0	0.15	268,050	63

Tabla 5.19 Comparación de los resultados de los escenarios 1, 4 y 7

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

5.3.4.2 Comparación de los escenarios 2, 5 y 8

En la figura 5.55 se observa la gráfica comparativa de los escenarios 2, 5 y 8. Estos consideran una porosidad de 0.20, con una NTG con valores de 0.4, 0.8 y 1.0. Se aprecia que para una NTG de 0.4 se han producido al final del tercer ciclo 145,251 [bl] de agua, cuando se tiene una NTG de 0.8 la producción de agua se incrementa 35% respecto a la NTG de 0.4, produciéndose 196,265 [bl]; finalmente, para una NTG de 1.0 la producción crece 50% respecto a la NTG de 0.4, con una producción de agua de 217,853 [bl].



La tabla 5.20 muestra lo descrito anteriormente respecto a la producción de agua para los escenarios 2, 5 y 8.

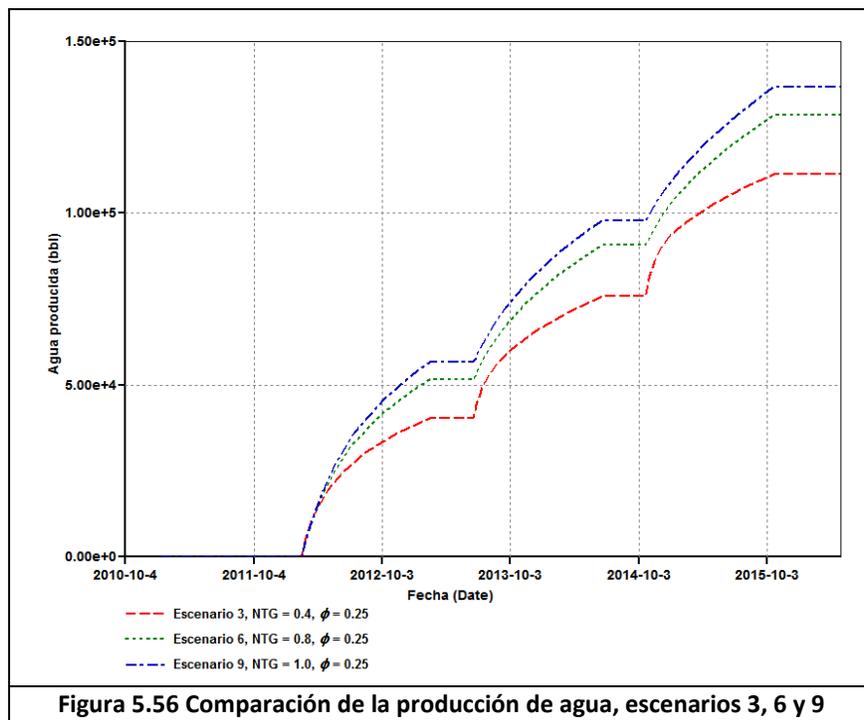
Escenario	NTG [Fracción]	ϕ promedio [Fracción]	W_p [bl]	Comportamiento respecto al escenario 2 [%]
2	0.4	0.20	145,251	
5	0.8	0.20	196,265	35
8	1.0	0.20	217,853	50

Tabla 5.20 Comparación de los resultados de los escenarios 2, 5 y 8

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

5.3.4.3 Comparación de los escenarios 3, 6 y 9

Los escenarios 3, 6 y 9 consideran porosidades de 0.25, de manera similar a los casos anteriores, la NTG adquiere valores de 0.4, 0.8 y 1.0. Para el primer caso se tiene una producción de agua al término del tercer ciclo de 111,345 [bl]; para el caso de NTG igual a 0.8, la producción crece 15% con una producción de 128,547 [bl]; cuando la NTG tiene un valor de 1.0, la producción se incrementa 23% respecto a la NTG de 0.4, logrando una producción de 136,775 [bl] de agua. En la figura 5.56 se observa la comparación de las producciones descritas.



La tabla 5.21 muestra lo descrito anteriormente respecto a la producción de agua para los escenarios 3, 6 y 9.

Escenario	NTG [Fracción]	ϕ promedio [Fracción]	W_p [bl]	Comportamiento respecto al escenario 3 [%]
3	0.4	0.25	111,345	
6	0.8	0.25	128,547	15
9	1.0	0.25	136,775	23

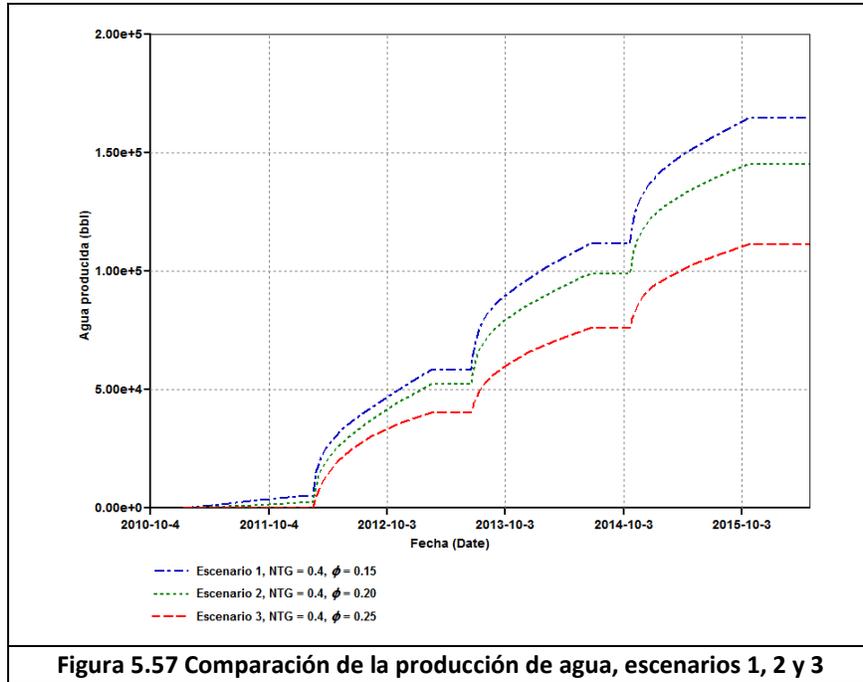
Tabla 5.21 Comparación de los resultados de los escenarios 3, 6 y 9

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

En los casos anteriores el parámetro variado ha sido la NTG, manteniéndose la porosidad constante en cada caso. Ahora bien, se procedió a llevar a cabo la comparación de escenarios manteniendo la NTG constante y variando la porosidad.

5.3.4.4 Comparación de los escenarios 1, 2 y 3

La figura 5.57 muestra las producciones de agua de los escenarios 1, 2 y 3; como se mencionó, éstos consideran una NTG de 0.4. El escenario 1 supone una porosidad de 0.15; para este caso la producción alcanza 164,533 [b]. Para el escenario 2 la porosidad es de 0.20; se tiene una producción de 145,251 [b] reduciéndose 12% respecto al escenario 1. En el escenario 3, la porosidad es de 0.25; produciendo 111,345 [b], 32% menos que la obtenida en el escenario 1.



La tabla 5.22 muestra lo descrito anteriormente respecto a la producción de agua para los escenarios 1, 2 y 3.

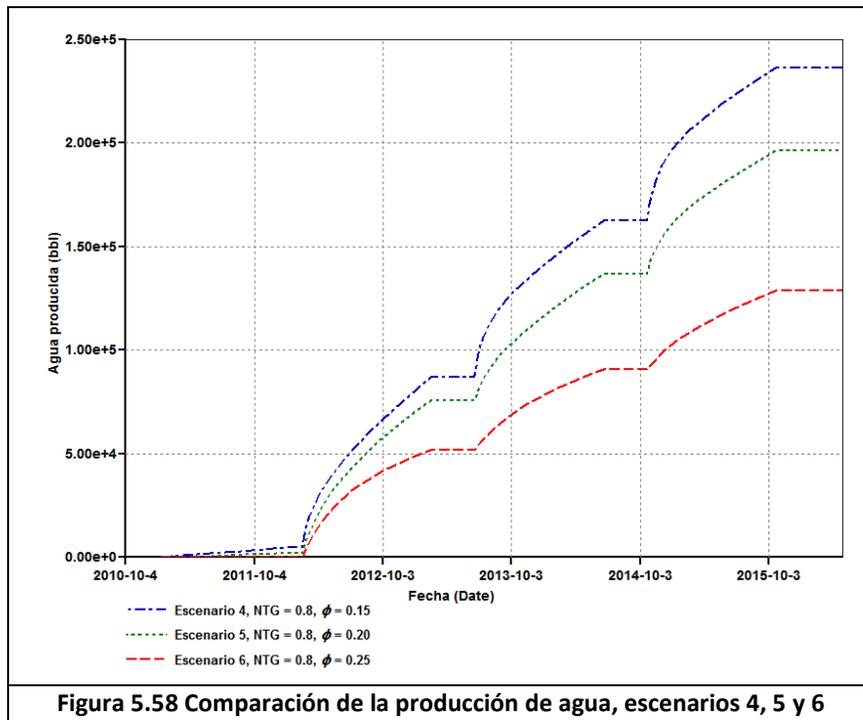
Escenario	NTG [Fracción]	ϕ promedio [Fracción]	W_p [b]	Comportamiento respecto al escenario 1 [%]
1	0.4	0.15	164,533	
2	0.4	0.20	145,251	-12
3	0.4	0.25	111,345	-32

Tabla 5.22 Comparación de los resultados de los escenarios 1, 2 y 3

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

5.3.4.5 Comparación de los escenarios 4, 5 y 6

La comparación de las producciones de agua de los escenarios 4, 5 y 6 se aprecia en la figura 5.58. Se tiene que la producción de agua del escenario 4, para una porosidad de 0.15 es de 236,274 [bl]. Para el caso del escenario 5; con una porosidad de 0.20, la producción de agua decrece 17%; teniéndose 196,265 [bl]. En el escenario 6 la producción disminuye a 128,547 [bl], con 46% menos producción de agua. Téngase en cuenta que para los tres escenarios descritos, la NTG tiene un valor de 0.8.



La tabla 5.23 muestra lo descrito arriba respecto a la producción de agua para los escenarios 4, 5 y 6.

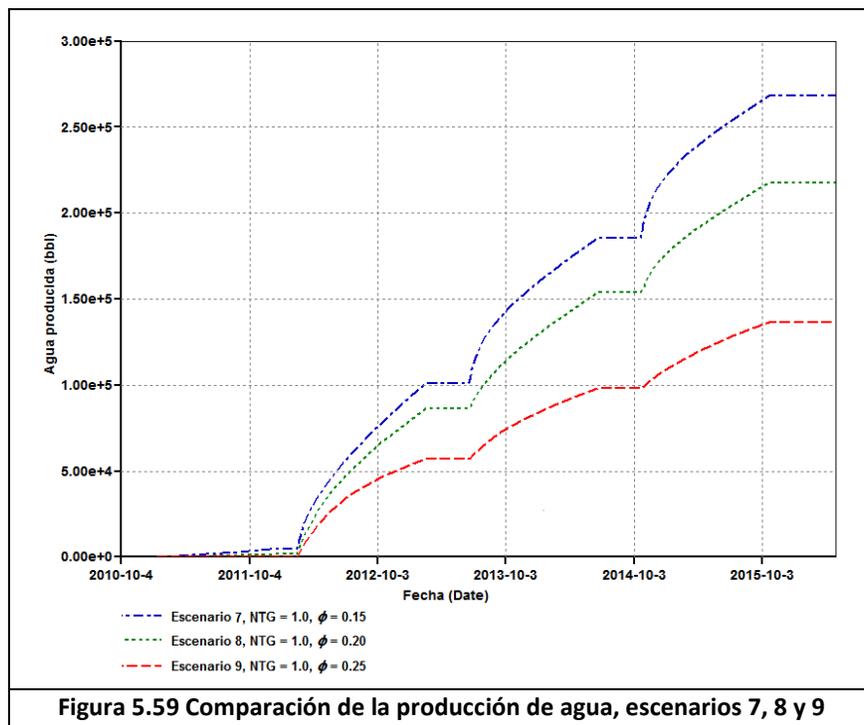
Escenario	NTG [Fracción]	ϕ promedio [Fracción]	W_p [bl]	Comportamiento respecto al escenario 4 [%]
4	0.8	0.15	236,274	
5	0.8	0.20	196,265	-17
6	0.8	0.25	128,547	-46

Tabla 5.23 Comparación de los resultados de los escenarios 4, 5 y 6

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

5.3.4.6 Comparación de los escenarios 7, 8 y 9

En la figura 5.59 se observa el comportamiento de la producción de agua para los escenarios 7, 8 y 9. Estos escenarios consideran una NTG con un valor de 1.0. El escenario 7 logra una producción de 268,050 [bl] al término del último ciclo con una porosidad de 0.15. El escenario 8 disminuye 19% la producción respecto al escenario 7, logrando 217,853 [bl] considerando una porosidad de 0.20. Finalmente, la producción de agua en el escenario 9 considera una producción de agua de 136,775 [bl], 49% menos respecto al escenario 7, con una porosidad de 0.25.



La tabla 5.24 muestra lo descrito arriba respecto a la producción de agua para los escenarios 7, 8 y 9.

<i>Escenario</i>	<i>NTG [Fracción]</i>	<i>ϕ promedio [Fracción]</i>	<i>W_p [bl]</i>	<i>Comportamiento respecto al escenario 4 [%]</i>
7	1.0	0.15	268,050	
8	1.0	0.20	217,853	-19
9	1.0	0.25	136,775	-49

Tabla 5.24 Comparación de los resultados de los escenarios 7, 8 y 9

5.4 CONCLUSIONES

- **Respecto a la tubería de producción**

La calidad del vapor con la que se llega al fondo del pozo dependerá de la temperatura del fluido inyectado así como de la condición de la tubería de producción; ya que beneficiará mayormente una TP con aislante respecto a una TP sin aislante. A mayor espesor de aislante, mayor será la calidad del vapor en el fondo del pozo.

Para obtener menores pérdidas de calor en el sistema, es necesario hacer un análisis de la instalación de aislantes a efecto de considerar diversos comportamientos de acuerdo al tipo de material empleado.

Para el caso de tuberías de tuberías de inyección, se requieren juntas expansivas o juntas integrales expansivas, para evitar que el empacador se deslice y permita mantener la presión diferencial arriba y abajo del empacador térmico.

- **Respecto a la tubería de revestimiento**

Debe realizarse un análisis de esfuerzos térmicos en la tubería de revestimiento ya que un alto esfuerzo térmico puede resultar en un daño permanente a la TR.

Debe señalarse que aún determinada la máxima temperatura que puede tolerar la TR, una longitud mayor de ésta redundará en una pérdida de calor, minimizando la calidad del vapor inyectado.

Las tuberías que ofrecen un buen funcionamiento para tratamientos térmicos son N-80, J-55, P-110; es común encontrar catálogos que ofrecen los esfuerzos máximos y mínimos de tuberías para tratamiento térmico que superan hasta en un 25% el esfuerzo de cedencia nominal, este incremento es aceptable y de uso para que la TR no se vea afectada por una deformación permanente.

Adicionalmente, se requiere en la TR roscas Buttress como condicionante para la aplicación del proceso de inyección.

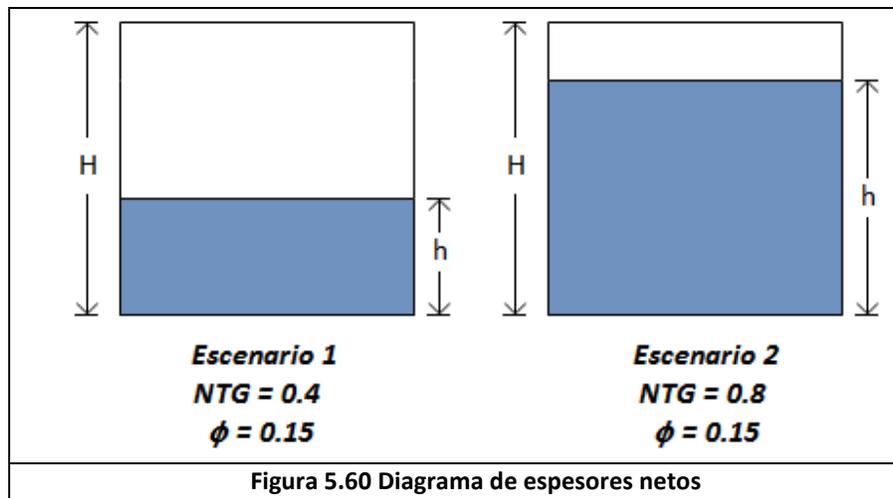
Asimismo, debe efectuarse un análisis para determinar la masa de vapor así como el período de inyección para cada pozo, teniéndose en cuenta que debe ser tan alto como sea posible, con la finalidad de inyectar el calor requerido en el menor tiempo posible.

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

- **Respecto a la producción de aceite**

Del análisis de las gráficas de aceite producido se observa que la NTG impacta mayormente en la producción respecto a la porosidad; se observó que variando el valor de la NTG de 0.4 a 0.8 se elevaba la producción en 130% en promedio, mientras que para una NTG constante y una variación de porosidad de 0.15 a 0.25, la producción de aceite se incrementaba en promedio 85%.

Lo anterior puede entenderse mediante la figura 5.60 que muestra la comparación de los escenarios 1 y 2.



De acuerdo a la definición de NTG expuesta en la ecuación 5.6, se tiene entonces que aun considerando porosidades idénticas para los escenarios 1 y 2, un espesor de arena mayor implica un mayor volumen disponible para almacenar el agua que desplaza el aceite que a su vez es producido.

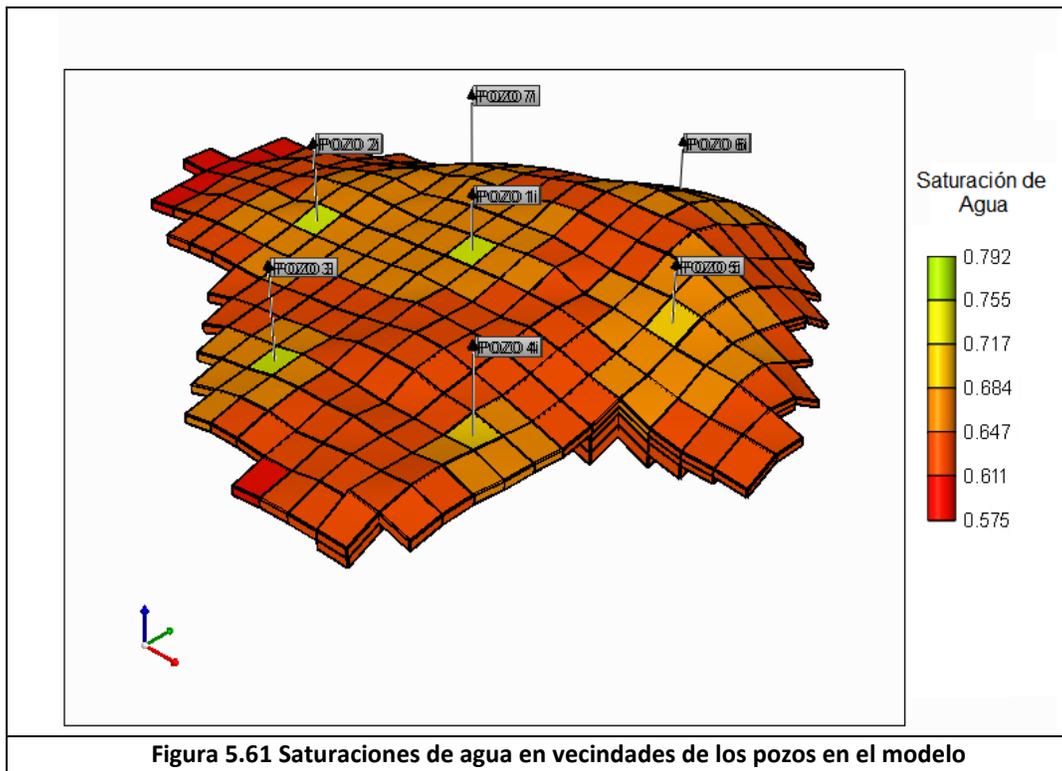
Ahora bien, cuando se tienen valores de NTG idénticos, se observa un incremento de la producción cuando la porosidad se incrementa debido a que el volumen disponible para almacenar agua se incrementa; sin embargo, como se observó, un mayor impacto en la producción se manifiesta cuando la NTG aumenta.

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

- **Respecto a la producción de agua**

Del análisis de curvas de agua producida se observó que cuando la NTG se incrementaba en un medio con una porosidad constante, la producción de agua también se incrementaba. Contrariamente cuando se incrementaba la porosidad manteniéndose constante la NTG la producción de agua disminuía.

Lo anterior es posiblemente una de las principales desventajas de la estimulación con vapor, el hecho de que solo una parte del agua inyectada como vapor es producida cuando el pozo se abre a producción. Esto implica que grandes cantidades del agua de inyección permanezca en el yacimiento formando zonas de alta saturación de agua alrededor de los pozos productores. La figura 5.61, ilustra áreas con altas saturación de agua en la vecindad del pozo estimulado.



La disminución de la producción de agua puede entenderse mediante la razón de movilidades, definida como una razón de gastos:

$$\frac{q_w}{q_o} = \frac{\frac{k_w A \Delta P}{\mu_w L}}{\frac{k_o A \Delta P}{\mu_o L}} = \frac{k_w}{k_o} \frac{\mu_o}{\mu_w} = \frac{\lambda_w}{\lambda_o} = M \quad (5.7)$$

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

donde

M = Relación de movilidades

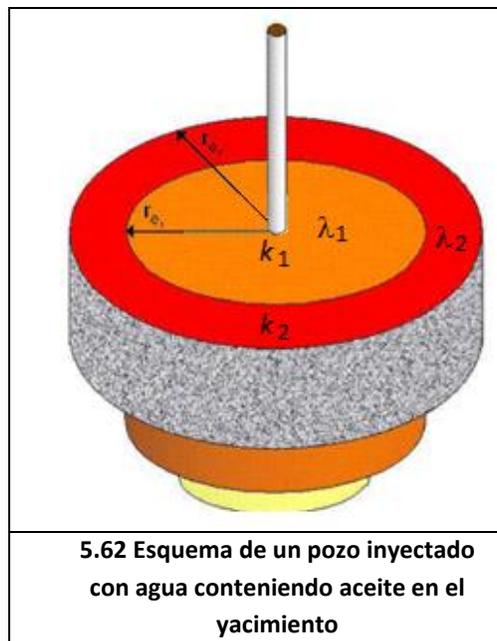
λ_w = Movilidad del agua (fase desplazante)

λ_o = Movilidad del aceite (fase desplazada)

Si $M > 1$ Relación de movilidad desfavorable, la fase desplazante penetra la desplazada.

Si $M < 1$ Relación de movilidad favorable, la fase desplazante desplazará ordenadamente al aceite.

La figura 5.62 muestra un esquema donde se tiene un pozo que es inyectado por vapor, el cual al desplazarse dentro del yacimiento genera que el aceite que en él se encuentra también se desplace, k_1 representa la permeabilidad al agua mientras que k_2 es la permeabilidad al aceite; λ_1 y λ_2 representan las movilidades del agua y aceite, respectivamente.



Se considera entonces que dichas movilidades no son idénticas; es decir $\lambda_1 \neq \lambda_2$. Además, la figura muestra que se tienen dos zonas con distintas movilidades, con las condiciones expuestas en la tabla 5.25.

Zona 1	Zona 2
$\lambda_1 > \lambda_2$	
$\lambda_1 < \lambda_2$	
Tabla 5.25 Condiciones de movilidades	

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

De lo anterior se deduce que para el caso de análisis, la movilidad del aceite es mayor que la movilidad del agua, es por ello que al abrir a producción un pozo, el aceite es predominante respecto a la producción de agua entendiéndose que ésta crea una zona de saturación de agua alterada en las vecindades del pozo donde el espacio poroso es ocupado por agua; por ello mientras más espacio poroso es invadido por agua, menor es la producción de ésta.

Crerios de optimizaci3n de los procesos de inyecci3n de vapor

REFERENCIAS

1. Andrade, E.N. da C., "Nature", 125, 309, 1930.
2. George Andrew Hawkins, H.L. Solkberg, A.A. Potter, "The viscosity of water", Purdue University, 1935.
3. J. Kestin and P. D. Richardson, "The viscosity of superheated steam up to 275 °C, a refined determination", J. of heat transfer, ASME, 295, 1963.
4. Faraouq Alí, S.M., "Oil recovery by steam injection", Producers Publishing Company, Inc., Bradford, Pennsylvania, 1970.
5. Tikhomirov, V.M., "Thermal conductivity of rock samples, and its relation to liquid saturation, density, and temperature", (in Russian), Neftyanoe Khozaistvo, 1968.
6. Assad, V., "A study of the thermal conductivity of fluid bearing porous rocks", Ph. D. Thesis, University of California, 1955.
7. Ramey, H.J., Jr., "Fundamentals of Thermal Oil Recovery", p. 165, Dallas, The Petroleum Engineer Publishing Co., 1965.
8. Fourier, J. B. J. "Theorie analytique de la chaleur", Gauthier-Villars, Paris, 1882; English translation by Freeman, Cambridge, 1878.
9. Stefan, J., Sitzber. Kais. Akad. Wiss. Wien, Math. Naturw.ke. 1879.
10. Boltzmann, L., Wied. Ann, 1884.
11. Dittus, F. W. and Boelter, L. M. K., University. California Publications on Engineering, Volume 2, Berkeley, 1930.
12. Sieder, E. N. And Tate, G. E., "Heat transfer and pressure drops of liquids in tubes", Ind. Eng. Chem., 1936.
13. McAdams, W. L., "Heat transmission", McGraw-Hill Book Company, 3th edition, 1954. 6
14. Willhite, P. G., "Over-all heat transfer coefficients in steam and hot water injection wells", Jour. Of Pet. Tech., May, 1967.
15. Ramey, H. J. Jr., "Wellbore heat transmissions", Jour. Of Pet. Tech., April, 1962. 8
16. Satter, A., "Heat losses during flow of steam down a wellbore", J. Pet. Tech., July, 1965. 10
17. Pacheco, E. F. and Farouq Ali, S. M., "Wellbore heat losses and pressure drop in steam injection", J. Pet. Tech., February, 1972.
18. Sugiura, T. and Farouq Ali, S. M., "A comprehensive wellbore steam-water flow model for steam injection and geothermal applications", SPE 7966, presented at the California Regional Meeting, Ventura, April 18-20, 1979.
19. Marx, J. W. and Langenheim, R. H.: "Reservoir heating by hot fluid injection," Trans. AIME 1959.
20. Marx, J. W. and Langenheim, R.H.: "Authors reply to H. J. Ramey, Jr.," Trans. AIME, 1959.
21. Ramey, H. J., Jr.: "Discussion of the paper by Marx- Langenheim," Trans. AIME, 1959.
22. Carslaw, H. S. and Jaeger, J.C.: "Conduction of heat in solids," Oxford University Press., 1959.
23. Abramowitz, M. and Stegun, I.A.: "Handbook of Mathematical Functions," National Bureau of Standards Applied Mathematics, Series 55, November, 1964.

Crterios de optimizaci3n de los procesos de inyecci3n de vapor

24. Van Lookeren, J.: "Calculation methods for linear and radial steam flow in oil reservoirs," SPE 6788, presented at the 52nd. Annual Fall Meeting of Soc. Pet. Engrs., Denver, Colorado, October, 9-12, 1977.
25. Mandl, G. and Volek, C. W.: "Heat and mass transport in Steam-Drive Processes," SPE J., March 1969.
26. Boberg, T. C. and Lantz, R. B.: "Calculation of the Production Rate of a Thermally Stimulated Well", J. Pet. Tech., December 1966.
27. Boberg, T. C. and Towson, D. E.: "Gravity Drainage in Thermally Stimulated Wells", J. Can. Pet. Tech., October-December 1967.
28. Taber J.J., Martin, F.D., Seright, R.S., "EOR Screening Criteria Revised-Part2: Applications and Impact of Oil Prices", SPE Reservoir Engineering, August 1997.

Crterios de optimizaci3n de los procesos de inyecci3n de vapor

BIBLIOGRAFÍA

- Alvarado Douglas A., Bánzer S. Carlos, Recuperaci3n t3rmica de petr3leo, Adafel C. Rinc3n Mora, Caracas, 2002.
- Aziz, K. Ramesh A.B., Woo, P.T., Fourth SPE Comparative Solution Project: Comparison of Steam Injection Simulators, SPE 13510, first presented at the 1985 SPE Reservoir Simulation Symposium in Dallas, 1985.
- Bourgoyne Adam T. Jr, Milheim Keith K., Chenevert Martin E., Young F.S. Jr., Applied Drilling Engineering, First Edition, Society of Petroleum Engineers, Richardson, Tx., 1986.
- Carril Naranjo Jos3 Eduardo, Explotaci3n de yacimientos de crudo pesado, Universidad Nacional Aut3noma de M3xico, Facultad de Ingeniería, M3xico, 2006.
- Curtis Carl, Kooper Robert, Decoster Eric, Guzmán-García Angel, Huggins Cynthia, Knauer Larry, Minner Mike, Kupsch Nathan, Marina Linares Luz, Rough Howard, Waite Mike, Yacimientos de petr3leo pesado, Schlumberger, Invierno 2002/2003.
- De Oliveira Coelho Roberto, Méndez Flores Sergio Augusto, Estudio del efecto t3rmico de la inyecci3n de agua fría en yacimientos de petr3leo (Comparaci3n entre los simuladores Eclipse 500 y Stars), Universidad Central de Venezuela, Facultad de Ingeniería, Escuela de ingeniería de petr3leo, Caracas, 2004.
- Domínguez Evaristo Gilberto Salvador, Recuperaci3n de aceites pesados por inyecci3n cíclica de vapor, Universidad Nacional Aut3noma de M3xico, Facultad de Ingeniería, M3xico, 2009.
- Donaldson Erle C., Chilingarian George V., Yen The Fu, Enhanced Oil Recovery II, Processes and operations, Elsevier Science Publishers B.V., Amsterdam-Oxford-New York-Tokyo, 1989.
- Finol P. Alberto S., Notas sobre recuperaci3n t3rmica, Universidad de Zulia, Venezuela, 1978.
- González Roa Deisy, Análisis e interpretaci3n de yacimientos sometidos a inyecci3n cíclica de vapor mediante analogías, Universidad Industrial de Santander, Facultad de Ciencias Fisicoquímicas, Escuela de Ingeniería de Petr3leos, Bucaramanga, 2005.
- López Martínez Janet, Nieto Sosa Tayde, Efectos de transferencia de calor creada por la inyecci3n cíclica de vapor sobre la movilidad de aceites viscosos en un arreglo de pozos y sus áreas vecinas, Instituto Politécnico Nacional, Escuela Superior de Ingeniería y Arquitectura, M3xico, 2011.

Criterios de optimización de los procesos de inyección de vapor

- Martelo María, Delgado Gustavo, Sistemas de completación en procesos térmicos en la faja petrolífera del Orinoco, Universidad Central de Venezuela, Caracas, 2006.
- Pachón Cañas Diana Marcela, Galván Moreno Milton Mauricio, Software para la caracterización eléctrica de un yacimiento petrolero, Universidad Industrial de Santander, Facultad de Ingenierías Físico-Mecánicas, Escuela de Ingeniería de Sistemas e Informática, Bucaramanga, 2008.
- Prats Michael, Thermal Recovery, Shell Development Co., First Printing, Society of Petroleum Engineers of AIME, 1982.
- Prontuario de la Compañía Tubos de acero de México, S.A. (TAMSA).
- Ramírez Sabag Jetzabeth, Pruebas de trazadores en la recuperación de hidrocarburos, Academia de Ingeniería, A.C., México, 2008.
- Rodríguez Nieto Rafael, Apuntes de mecánica de yacimientos, Universidad Nacional Autónoma de México, Facultad de Ingeniería, México, 1987.
- Tarek Ahmed, Reservoir Engineering Handbook, Third Edition, Elsevier Inc., 2006.