

11



UNIVERSIDAD NACIONAL AUTÓNOMA
DE MÉXICO

FACULTAD DE INGENIERÍA

DETERMINACIÓN DEL PERFIL DE
TEMPERATURA EN POZOS INYECTORES DE
NITRÓGENO

T E S I S

QUE PARA OBTENER EL TÍTULO DE:
INGENIERO PETROLERO
P R E S E N T A:
OMAR EDGAR GÓMEZ REMENTERÍA

DIRECTOR DE TESIS: DR. DANIEL GARCÍA GAVITO



MÉXICO, D.F.

2001



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

FACULTAD DE INGENIERIA
DIRECCION
60-I-562

SR. OMAR EDGAR GOMEZ REMENTERIA
Presente

En atención a su solicitud, me es grato hacer de su conocimiento el tema que propuso el profesor Dr. Daniel García Gavito y que aprobó esta Dirección para que lo desarrolle usted como tesis de su examen profesional de Ingeniero Petrolero:

DETERMINACION DEL PERFIL DE TEMPERATURA EN POZOS INYECTORES DE NITROGENO

- I INTRODUCCION**
- II CONCEPTOS BASICOS**
- III ESTADO DE ARTE**
- IV METODO PARA LA DETERMINACION DEL PERFIL DE TEMPERATURA**
- V PROGRAMA DE COMPUTO**
- VI CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES**
- REFERENCIAS**

Ruego a usted cumplir con la disposición de la Dirección General de la Administración Escolar en el sentido de que se imprima en lugar visible de cada ejemplar de la tesis el título de ésta.

Asimismo, le recuerdo que la Ley de Profesiones estipula que se deberá prestar servicio social durante un tiempo mínimo de seis meses como requisito para sustentar examen profesional

Atentamente
"POR MI RAZA HABLARA EL ESPIRITU"
Cd. Universitaria, D. F., a 7 de mayo de 2001
EL DIRECTOR

ING. GERARDO FERRANDO BRAVO

GFB*RLLR*gtg

R

UNIVERSIDAD NACIONAL AUTÓNOMA DE MÉXICO

FACULTAD DE INGENIERÍA

ALUMNO:

GÓMEZ REMENTERÍA OMAR EDGAR NO. CUENTA: 85189490

TESIS:

**"DETERMINACIÓN DEL PERFIL DE TEMPERATURA EN POZOS
INYECTORES DE NITRÓGENO"**

DIRECTOR DE TESIS:

DR. DANIEL GARCÍA GAVITO

JURADO DE EXAMEN PROFESIONAL:

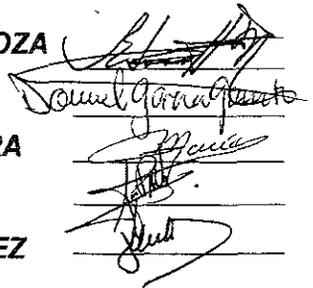
PRESIDENTE: ING. EDUARDO G. LORETO MENDOZA

VOCAL: DR. DANIEL GARCÍA GAVITO

SECRETARIO: ING. SALVADOR MACÍAS HERRERA

1er. SUPLENTE: M.I. JOSÉ MARTÍNEZ PÉREZ

2º SUPLENTE: M.I. JOAQUÍN MENDIOLA SÁNCHEZ



Handwritten signatures of the jury members over horizontal lines. The signatures correspond to the names listed in the text: Eduardo G. Loreto Mendoza, Daniel García Gavito, Salvador Macías Herrera, José Martínez Pérez, and Joaquín Mendiola Sánchez.

México DF junio de 2001

CONTENIDO

	LISTA DE FIGURAS	i
	LISTA DE TABLAS	ii
	NOMENCLATURA	ii
	RESUMEN	1
I	INTRODUCCIÓN	3
II	CONCEPTOS BÁSICOS	8
	II 1 El Nitrógeno 8	
	II.1.1. Historia y estado natural del nitrógeno 9	
	II.1.2 Obtención del nitrógeno 9	
	II.1.3 Propiedades del nitrógeno 11	
	II.2 Definiciones y Propiedades de los Fluidos 11	
	II 2 1 La densidad 11	
	II.2.2 El peso específico 12	
	II 2 3 La densidad relativa 12	
	II 2 4 El volumen específico 12	
	II.2.5 La presión 12	
	II.3 La Energía 16	
	II.3.1 Tipos de energía 17	
	II.4 Calor 18	
	II 4 1 Transferencia de calor 20	
	II 4 2 Conductividad térmica 20	
	II.4.3 Flujo de calor 20	
	II 4 4 Coeficiente de transferencia de calor 20	
	II.4.5 Coeficiente total de transferencia de calor 20	
	II 4 6 Conductancia térmica 20	
	II.4 7 Resistencia térmica 20	
	II.4.8 Calor específico 20	
	II.4.9 Conducción 20	
	II.4 10 Ley de Fourier 20	
	II.4.11 Convección 20	
	II.5 Equilibrio Térmico Ley Cero de la Termodinámica 21	
	II 6 La Calorimetría 23	
	II.6 1 La capacidad calorífica en sistemas físicos 24	
	II 7 Primera Ley de la Termodinámica 26	
	II.8 Transferencia de Calor en Sistemas Cerrados 27	
	II 9 La Entalpía 29	
	II 10 Solución de Línea Fuente 30	
	II.11 La Ecuación de Difusividad 31	

III	ESTADO DE ARTE	34
	III.1 Método de Lesem, Greytok, Marotta y McKetta	34
	III.2 Método de Ramey	38
	III.2.1 Transmisión de calor en el pozo	38
	III.2.2 Derivación de la transmisión de calor en el pozo	44
	III.3 Método de Abdus Satter	50
	III.3.1 Teoría de Abdus Satter	50
	III.4 Método de A. F. Tragesser, Paul y Horace Crawford	52
	III.4.1 Procedimiento de cálculo	52
	III.5 Método de Kabir, Hasan, Kuoba y Ameen	53
	III.6 Método de Pacheco y Farouq Ali	53
	III.7 Método de R. K. Sagar, D.R. Doty y Z. Schmidt	57
	III.8 Método de A. R. Hasan y C. S. Kabir	61
	III.8.1 Distribución de temperatura de la formación	62
	III.8.2 Efectos de superposición	65
	III.8.3 Aproximación de la solución T_D	66
	III.8.4 Discusión sobre las soluciones T_D	68
	III.8.5 Temperatura del fluido en el fondo del pozo	70
	III.8.8 Coeficiente total de transferencia de calor para pozos	72
IV	MÉTODO PARA LA DETERMINACIÓN DEL PERFIL DE TEMPERATURA	74
	IV.1 Revisión del Modelo Matemático	76
	IV.2 Teoría del Método	78
	IV.3 Flujo del Fluido	80
	IV.4 En Espacios Anulares, Las Tuberías y El Cemento	83
	IV.5 En la Formación	84
	IV.6 Procedimiento de Solución	86
V	PROGRAMA DE CÓMPUTO	91
	V.1 Procedimiento de Cálculo	92
	V.2 Diagrama de Flujo	95
	V.3 Ejemplo de aplicación	97
	V.4 Instructivo de Uso	100
	V.5 Resultados	101
VI	CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES	104
	APÉNDICE	107
	ANEXO Listado del Programa	124
	REFERENCIAS	136

LISTA DE FIGURAS

- Figura 1.1-a.** Variación del número de proyectos a través de los años. 5
- Figura 1.1-b.** Número total de proyectos en 1971=23. 6
- Figura 1.1-c.** Número total de proyectos en 1986 =114. 6
- Figura 1.1-d.** Número total de proyectos en 1990 = 91. 6
- Figura 2-1** a) Medición de una presión diferencial en función de la altura de una columna, de líquido; b) equilibrio de fuerzas de un elemento de fluido dentro de la columna y c) dispositivo para medir la presión barométrica. 13
- Figura 2-2** Relaciones entre las presiones absoluta, atmosférica, manométrica y el vacío. 15
- Figura 2.3.** Relación entre el sistema abierto y el sistema cerrado. 21
- Figura 2.4.** Ilustración del concepto de línea fuente. 31
- Figura 3.1.** Conducción momentánea del Calor en Un Sistema Radial e Infinito. 43
- Figura 3.2.** Esquema del problema de calor en el pozo. 44
- Figura 3.3.** Convención del signo para un pozo fluyente. 57
- Figura 4.1.** Diagrama del sistema físico 79
- Figura 4.2** Distribución de la temperatura en una terminación con espacio anular. 80
- Figura 4.3** Diagrama de pozos de inyección de nitrógeno al yacimiento. 85
- Figura 4.4.** Gráfica de la función $G(t_D, \xi)$ propuesta por Durrant y Thambinayagam. 90
- Figura 5.1** Diagrama de flujo para el cálculo del gradiente de presión y el de temperatura
- Figura 5.2.** Diagrama del estado mecánico del pozo en el ejemplo de aplicación 98
- Figura 5.3** Gráfica de las temperaturas del fluido de inyección, de las tuberías, formación y del gradiente geotérmico 102
- Figura 5.4.** Gráfica resultante del cálculo de las caídas de presión. 103
- FIGURA 5.5** Comparación del método de cálculo con el de Ramey 103

LISTA DE TABLAS

- Tabla 3.1.** Comparación de las soluciones T_D aproximada y rigurosa 67
- Tabla 4.1a** Función $G(t_D, \xi)$, propuesta por Durrant y Thambinayagam. 88
- Tabla 4.1b.** Función $G(t_D, \xi)$, propuesta por Durrant y Thambinayagam 89
- Tabla 5.1.** Ejemplo de la base de datos. 101
- Tabla 5.2.** Resultados del cálculo del perfil de temperatura a través del programa 101

Nomenclatura

$$a = Q[1 - (1)^n] / (2\pi k_{he} n)$$

$A =$ Constante arbitraria

$B =$ Constante arbitraria

$E_k =$ Gradiente de presión de la aceleración, lb/ft-seg²

$f_v =$ Calidad del vapor, fracción

$G_{Inm} =$ Gasto de inyección de nitrógeno, MMPCD

$g =$ Aceleración resultante de la gravedad, ft/seg²

$h_{ca} =$ lesimo coeficiente combinado de transferencia de calor por convección y por conducción, Btu/hr ft² °F.

$h =$ Entalpía específica.

$h_{ra} =$ lesimo coeficiente de transferencia de calor por radiación, Btu/hr ft² °F

$i =$ Entalpía específica

$I_0 =$ Función modificada de Bessel de orden cero de primera clase

$J_0 =$ Función de Bessel de orden cero de primera clase

$J_1 =$ Función de Bessel de primer orden y de primera clase

$K_h =$ Conductividad térmica, Btu/hr ft² °F

$K_0 =$ Función modificada de Bessel de orden cero de segunda clase

$K_1 =$ Función modificada de Bessel de primer orden de segunda clase

$l =$ Longitud de la tubería, ft

$L =$ Longitud del incremento de longitud ΔZ , ft

$L_{Lq} =$ Líquido en el fondo del pozo

$M =$ Número de moles del gas, moles

$Mez =$ Mezcla

$mgZ_1 =$ Energía potencial
 g_c

DETERMINACIÓN DEL PERFIL DE TEMPERATURAS EN POZOS INYECTORES DE NITRÓGENO

mv^2
 $2g_c$ = Energía cinética.

n = Variable de la transformada de Fourier

N = Número total de pasos

N_{eg} = Número de tuberías de revestimiento

N_{gan} = Número de espacios anulares llenados con gas

N_{itr} = Nitrógeno

N_l = Número total de incrementos en la longitud

N_{Lan} = Número de espacios anulares llenos con líquido

p = Presión media, psia

p = Presión, psia

P_{icat} = Presión real de inyección, psia

p_{sim} = Presión supuesta de inyección, psia

pV = Energía de expansión o compresión

Q = Gasto de la pérdida de calor hacia las zonas circundantes, Btu/hrft

q = Energía de calor añadida al fluido.

r = Radio, ft

r_D = Radio adimensional, r_{Dccm}

s = Entropía

s_c = Variable de la transformada de Laplace

t = Tiempo, horas

t_D = Tiempo adimensional

T = Temperatura, °F

T_l = Temperatura media del fluido, °F

T_{cem} = Temperatura del cemento, °F

U = Coeficiente global de transferencia de calor, Btu/hr ft² °F

W_c = Trabajo hecho sobre el fluido

- v = Velocidad, ft/seg
- $v_{s,nt}$ = Velocidad superficial del nitrógeno, ft/seg
- w = Gasto masico, lbm/seg
- γ = Colgamiento, fracción o porcentaje
- Y_0 = Función de Bessel de orden cero de segunda clase
- Y_1 = Función de Bessel de primer orden de segunda clase
- Z = Elevación arriba del dato de referencia.
- z = Coordenada vertical, adimensional $Z\pi/L$
- Z = Coordenada vertical, ft
- α = Difusividad térmica de la tierra, ft^2/hr
- β = Gradiente geotérmico, °F/ft
- $\gamma = \frac{\beta L}{\pi}$
- Δ = Incremento
- θ = Angulo de desviación con respecto a la vertical
- ε = Constante, $r_{Deem}\pi/L$
- ρ = Densidad, lbm/ft^3
- τ_f = Gradiente de presión debido a la fricción, psia/ft

Subíndices

- $ai(i)$ = Interior del iesimo espacio anular
- an = Espacio anular
- $ao(i)$ = Exterior del iesimo espacio anular
- cem = Cemento
- cg = Tubería de revestimiento
- $ci(i)$ = Interior de la iesima tubería de revestimiento
- $co(i)$ = Exterior de la iesima tubería de revestimiento
- E = Tierra

DETERMINACIÓN DEL PERFIL DE TEMPERATURAS EN POZOS INYECTORES DE NITRÓGENO

- f = Formación
 ms = Empacador
 t = Tubería de producción o inyección
 ti = Tubería de producción o inyección interior
 to = Tubería de producción o inyección exterior
 u = Cima del pozo

RESUMEN

En este trabajo se presenta un modelo matemático para representar el fenómeno de transmisión de calor durante la inyección de calor en un pozo petrolero. Para resolver dicho modelo se utilizó un procedimiento iterativo directo. El modelo matemático se tomó directamente de la literatura existente y está basado en los balances de materia y de momento en el pozo y en el balance de calor sobre todo el sistema incluyendo el medio circundante.

El modelo que se adapta al cálculo del perfil de temperaturas, está precedido por todos los conceptos básicos que se enuncian en el capítulo II; la elección de este modelo se debió a que la mayor parte de los modelos precedentes están diseñados sólo para el cálculo del perfil de temperaturas, sin considerar las caídas de presión; y también a que dicho modelo está diseñado para la inyección de vapor, el cual se acerca más al posible comportamiento de la inyección del nitrógeno. El resto considera una mezcla heterogénea con las correlaciones propias para ellas. De igual manera en el capítulo III, se hace un resumen de algunos de los métodos utilizados en el desarrollo de este trabajo o tesis, las ecuaciones y procedimientos empleados para el desarrollo de este modelo está basado en los modelos precedentes.

En el capítulo IV se establecen las consideraciones y el modelo seleccionado. La conducción de calor momentánea se basó en lo propuesto por Moss y White, y una superposición simple en el tiempo dominante permite un procedimiento similar al cálculo de flujo multifásico en tuberías. Los cálculos de

caídas de presión en el pozo se realizaron con las correlaciones que toman en cuenta al concepto del resbalamiento.

Finalmente en el capítulo V se realiza un programa de cómputo para determinar los gradientes de temperatura y presión; de tal manera que se acerque al fenómeno que ocurre en el pozo.

Por último en el capítulo VI se analizan brevemente los resultados obtenidos por el programa, el cual arroja valores que cumplen con el objetivo y con las expectativas que del mismo programa se esperaban; y que justifican al modelo adoptado para la determinación de los perfiles de presión y temperatura.

CAPÍTULO I

INTRODUCCIÓN

Se tiene como precedente que en el pasado, el gas natural se ha usado satisfactoriamente para los propósitos de mantener la presión en el sistema roca – fluido de los yacimientos; y en la recuperación mejorada a través del desplazamiento inmiscible¹⁻³. La literatura común con respecto al uso del gas para esas aplicaciones es escasa y normalmente dichas investigaciones aún se encuentran en estudio^{4, 6}.

La importancia del gas natural se ha ido incrementando firmemente en los últimos años como la fuente de energía menos contaminante, conservando su importancia en la industria petroquímica. La disponibilidad del gas en algunos países provoca que su precio se incremente, lo que frecuentemente da como resultado que sea económicamente poco atractivo para los propósitos de la recuperación mejorada. Durante los 70's y los 80's la recuperación mejorada de los hidrocarburos a través de los gases no hidrocarburos, tales como el nitrógeno, el dióxido de carbono y los gases de combustión, experimentan una gran actividad.

El uso del nitrógeno para el mantenimiento de la presión y en los proyectos de recuperación mejorada, presenta varias ventajas como un posible sustituto de los gases hidrocarburos, entre ellas, es económicamente abundante, fácil de obtener, y requiere un octavo de la energía de compresión que el de cualquier otro volumen de gas equivalente. Dependiendo sobre el gasto de

inyección y la presión, y localización, el costo del nitrógeno puede ser tan bajo como un cuarto o la mitad del gas natural.

Los ingenieros petroleros frecuentemente se enfrentan con el problema de predecir lo que ocurrirá si un gas seco, húmedo o nitrógeno es inyectado al yacimiento. Un aspecto de este problema es el de predecir los cambios en el estado mecánico del pozo, en las propiedades de los fluidos; los cuales tienen lugar durante la transferencia de calor; así como, la constante variación de la temperatura en el pozo y sus inmediaciones

Los procesos de inyección a alta presión fueron propuestos por primera vez por Whorton, y aunque básicamente fue un trabajo desarrollado para observar el desplazamiento miscible, ha servido como base para establecer los gastos de inyección.

Un método que se ha utilizado para incrementar la recuperación de aceite, es el de mantener la presión del yacimiento mediante la inyección de gas. Parte de los efectos benéficos de esta inyección de gas fue la de prevenir la evolución del casquete de gas, el cual se disuelve en los yacimientos de aceite. La evolución de este casquete podría ocasionar la compresión del aceite, a la vez que este se vuelva más viscoso, lo cual afecta adversamente la recuperación secundaria. En el caso de que la inyección se esté dando en un sistema multifásico, es necesario considerar los efectos de las fuerzas que actúan en la interfase entre dos fluidos inmiscibles en contacto. De cualquier forma, el análisis del contacto del nitrógeno con los fluidos de la formación no es por el momento el tema central de este trabajo.

El crecimiento de la importancia de la inyección de nitrógeno se ha venido incrementando en la misma medida en México. Se comienza a vislumbrar su aplicación en algunos campos del país, más concretamente en la Sonda de Campeche; los campos de Akal, Nohoch y Chac

Se ha asegurado también, que durante los 70's y los 80's el interés en el uso del nitrógeno como una fuente de energía de inyección a los pozos, ha experimentado un gran impulso. Las figuras 1.1 muestran la variación mundial de los proyectos de inyección de recuperación mejorada, para el período de 1971 a 1990. También en la figura se muestran otras tres que incluyen el número total de proyectos y su porcentaje de distribución, para los años 1971, 1986 y 1990. Se puede observar que el número de proyectos de inyección de gas alcanzó un máximo en el período de 1984 a 1986, mostrando que en 1990 se presenta un decremento del 24 por ciento con respecto a este valor. Al mismo tiempo, se puede observar que los proyectos de inyección de gas experimentaron un decremento del 96 por ciento de su valor para el año de 1971, lo que para 1990 sería alrededor del 25 por ciento para 1990, debido principalmente al incremento de la demanda del gas y el costo en este período. Sin embargo, para el mismo período los proyectos de recuperación mejorada del bióxido de carbono y nitrógeno se incrementaron del 4 al 62 por ciento, y de cero al 10 por ciento, respectivamente. En los 70's el nitrógeno se utilizó en 40 proyectos de campo de recuperación mejorada, con gastos de inyección arriba de los 350 MMSCFD¹.

Entre las posibles aplicaciones del nitrógeno como un fluido de inyección en yacimientos para incrementar la recuperación de aceite y gas se puede enlistar lo siguiente.

1. La presión mantiene el desplazamiento inmisible e implementa mecanismos de drenaje gravitacional⁷⁻⁹.
2. Como un fluido desplazante para espuma de bióxido de carbono y gases licuados^{2, 10, 11}.
3. Inyección en yacimientos de gas y condensados^{12 13, 14}.

4. Como un sustituto del gas producido del casquete de gas¹⁵.
5. Desplazamiento miscible^{2, 16, 17, 18}.
6. Producción del aceite remanente^{19, 20}.

Esta tesis intenta predecir el comportamiento del gradiente de temperatura a lo largo de la(s) tubería(s) de producción y de revestimiento en el pozo, y estableciendo que el perfil será sólo un reflejo del algoritmo utilizado. Se debe considerar además que la determinación del perfil de temperatura tan sólo establece las bases para estudios posteriores; en el enfriamiento de los fluidos, en el cambio en sus propiedades, y el impacto que tendrá la disminución de la temperatura tanto en el yacimiento; lo cual involucrará de alguna forma la precipitación de algunos materiales, disminución del radio de drene, etc. como en el pozo; probablemente presentará cambios en los aparejos de producción, canalizaciones por rompimientos en la cementación, etc

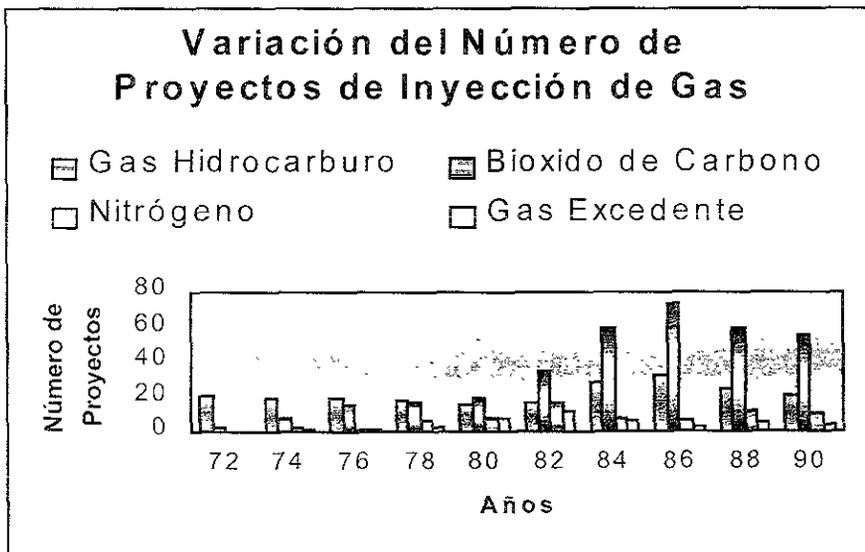


Figura 1.1-a Variación del número de proyectos a través de los años¹.

Comparación de Proyectos de Gas en 1971



Figura 1.1-b. Número total de proyectos en 1971 = 23¹

Comparación de los Proyectos de Gas en 1986



Figura 1.1-c. Número total de proyectos en 1986 = 114¹

Comparación de los Proyectos de Gas en 1990

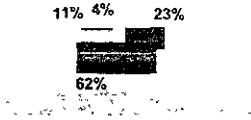


Figura 1.1-d. Número total de proyectos en 1990 = 91¹

CAPÍTULO II

CONCEPTOS BÁSICOS

INTRODUCCIÓN

Para la determinación del perfil de temperatura en un pozo inyector de nitrógeno, es necesario considerar las propiedades de los fluidos así como las constantes que se encuentran involucradas en el fenómeno. También se deben tomar en cuenta las propiedades tanto del material (empacadores, tuberías) que conforma el estado mecánico del pozo, así como las del nitrógeno. El análisis de dichas propiedades, las cuales son tanto físicas como químicas, y la interacción entre ellas dará como resultado un estudio y un modelo termodinámico.

Inicialmente para el estudio, es necesario el conocimiento de las variables y los conceptos que intervienen y afectan a éste fenómeno; en segundo lugar se hará un análisis de la información de tal forma que se puedan establecer las bases de un modelo matemático que fundamente un algoritmo que determine la distribución de la temperatura.

Este capítulo intenta establecer todas las propiedades del nitrógeno así como los conceptos más importantes que intervienen en la transferencia de calor. También se considera la ecuación de difusividad para definir los conceptos adimensionales que forman parte importante en la resolución del modelo.

2.1 EL NITRÓGENO

2.1.1. Historia y estado natural del nitrógeno²³. El nitrógeno fue reconocido como sustancia independiente en 1772 por el botánico escocés D. Rutherford, de la Universidad de Edimburgo, quien demostró que era incapaz de sostener la vida y la combustión. Lavoiser lo denominó aire mefítico; y más tarde ázoe (sin vida), y por este nombre se le conoce aún en Francia (azote) J. A. Chaptal, en 1823, propuso el de **nitrógeno**, debido a la presencia de este elemento en el nitro (salitre, KNO_3), sustancia muy conocida.

El nitrógeno constituye el 78% en volumen de la atmósfera. En 1942, se tuvo noticia de un pozo de gas, existente en Wyoming, que suministra nitrógeno puro. El nitrógeno es también abundante en estado de combinación. Los principales compuestos naturales nativos son el salitre, KNO_3 , y el nitrato sódico NaNO_3 ; el nitrógeno es un elemento esencial de las proteínas (compuestos orgánicos complejos) de todos los animales y plantas. También se encuentra en la naturaleza en forma de amoníaco, NH_3 , y sales amoniacas, como resultado de la destrucción de la materia orgánica nitrogenada (putrefacción de la materia vegetal y animal).

2.1.2 Obtención del Nitrógeno

a) **A partir del aire**. El nitrógeno puede obtenerse del aire por simple eliminación del oxígeno. En el laboratorio, haciendo pasar aire por encima de cobre calentado, éste se apodera del oxígeno para formar óxido cúprico sólido, CuO . Si se quema fósforo en una campana invertida sobre agua, se forma un sólido, pentóxido de fósforo, P_2O_5 , que se disuelve en agua y deja un residuo que en su mayor parte es nitrógeno. Otro método de obtención consiste en burbujear aire a través de una disolución alcalina de ácido pirogálico, que absorbe el oxígeno.

b) **A partir de sus compuestos**²³. En la industria el nitrógeno se obtiene a partir del aire líquido. El nitrógeno puede prepararse por oxidación del

amoníaco, para lo cual se hace pasar este gas sobre óxido de cobre al rojo:
 $2NH_3 + 3CuO \rightarrow 3H_2O + N_2 + 3Cu$. Un método más conveniente consiste en la descomposición del nitrito amónico, NH_4NO_2 . Este compuesto es inestable, y se descompone fácilmente en agua y en nitrógeno. Cuando se calienta suavemente una disolución que contiene una mezcla que contiene cloruro amónico y nitrito sódico, se desprende nitrógeno:
 $NH_4^+ + NO_2^- \rightarrow 2H_2O + N_2 \uparrow$.

2.1.3. *Propiedades del Nitrógeno*

Físicas:

Temperatura crítica.	-147.1°C.
Presión crítica	33.5 atm.
Punto de ebullición	-195.8°C.
Punto de congelación	-209.8°C.
Fórmula	N ₂ .
Número atómico	7
Peso atómico	14.008
Peso molecular	28.016
Solubilidad en H ₂ O a 0°C	2.33 vol. En 100 de H ₂ O.

En condiciones normales, un litro de nitrógeno pesa 1.2506 gr.

Químicas:

El calor de disociación de las moléculas de nitrógeno es mayor que el de cualesquiera otras moléculas diatómicas. En consecuencia el nitrógeno es uno de los elementos más inactivos, con excepción de los gases inertes. Sin embargo, cuando se calienta a elevada temperatura se combina con metales, formando nitruros; de este modo se obtienen fácilmente, Li_3N , Ca_3N_2 , Mg_3N_2 y BN . También reacciona con elementos no metálicos, como oxígeno e hidrógeno, y con compuestos tales como el carburo cálcico, CaC_2 ($CaC_2 + N_2 \rightarrow CaCN_2 + C$).

2.2 PROPIEDADES DE LOS FLUIDOS

2.2.1 La densidad³⁸ (ρ) en la velocidad de un punto dentro de un sistema se define como la masa por unidad de volumen,

$$\rho = \frac{m}{v} \quad (2.1)$$

2.2.2 El peso específico³⁸ (w) de una sustancia se define como el peso por unidad de volumen. La relación entre el peso específico de un cuerpo y su densidad se puede obtener de la segunda ley de Newton, $F=ma$. Si ambos miembros de la ecuación se dividen entre el volumen de una sustancia,

entonces; $\frac{F}{V} = \left(\frac{m}{V}\right)a$, ó

$$w = \rho g \quad (2.2)$$

donde g es la aceleración local de la gravedad. Si se usa el sistema de unidades USCS la ecuación debe de modificarse

$$w = \frac{\rho g}{gc} = \frac{\rho g}{32.17} \quad (2.3)$$

El peso específico de una sustancia no es una propiedad verdadera de ella puesto que el valor w depende de la aceleración local de la gravedad²¹

2.2.3 La densidad relativa²⁸ (γ) de una sustancia se define como la razón de su densidad con la del agua a una temperatura especificada. La densidad del agua a temperatura ambiente es cercana a 1.00 g/cm³ (kg/L) o 62.3 lbm/pie³.

2.2.4 El volumen específico²⁷ (v) se define como la razón de su densidad.

Entonces, $v = \frac{1}{\rho} = \frac{V}{m} = \frac{\text{Volumen}}{\text{masa}}$.

Generalmente las unidades de masa son libras o kilogramos. En ciertas ocasiones es conveniente utilizar el mol como unidad de masa. Éste puede ser libra-mol o gramo-mol. El número N de moles de una sustancia se define como $N = \frac{m}{M}$, donde M es la masa molar.

La masa molar de una sustancia es la masa molar de esa sustancia numéricamente igual a su peso molecular en cualquier unidad de masa que se exprese como masa por mol. Por ejemplo, la masa molar del helio es 4 003 g/g.mol o lb/lb mol. Entonces, cualquier propiedad definida parcialmente en términos de la masa del sistema se puede expresar de dos maneras. Por ejemplo, la densidad puede ser densidad de masa o densidad molar. (Ambas difieren sólo por una constante).

2.2.5 La presión^{21, 22} (p) se define como la fuerza normal por unidad de área que actúa sobre una frontera real o imaginaria.

Las fuerzas normales en equilibrio estático siempre se consideran compresivas; por lo tanto, la presión es una cantidad compresiva. Sin embargo, es bien sabido que la presión puede variar de punto a punto del sistema en un fluido que se encuentre sometido a un campo gravitacional.^{24, 25}

$$p = \frac{F}{A} \quad (2.4)$$

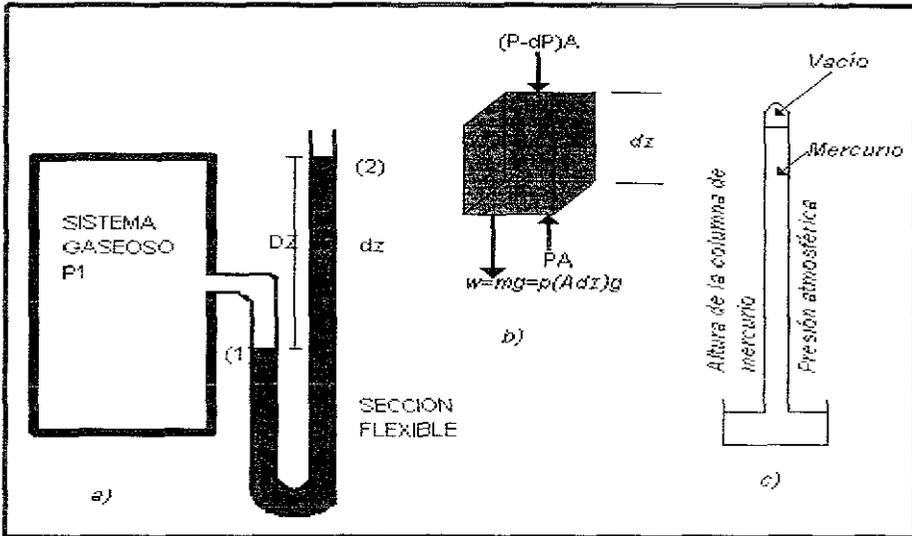


FIGURA 2-1 a) Medición de una presión diferencial en función de la altura de una columna, de líquido; b) equilibrio de fuerzas de un elemento de fluido dentro de la columna y c) dispositivo para medir la presión barométrica²³

Las diferencias de presión se miden en función de la altura de una columna de líquido. Considérese la situación que se muestra en la figura 2-1-a). Un tubo que contiene un líquido se conecta a un tanque lleno con gas a presión uniforme P1. Fuera del tanque existe una presión P2 que también está aplicada a la parte superior de la columna del líquido. Se puede determinar la presión diferencial P1-P2 si se conoce la altura Dz de la columna del líquido

La altura diferencial²⁶ dz que se muestra en la figura 2-1-a), aparece como un elemento del fluido en la figura 2-b). Sobre el elemento del fluido actúan tres fuerzas en la dirección de z. Dos de ellas son compresivas normales y la tercera es el peso del elemento en el campo gravitatorio g. Haciendo un balance de fuerzas para una situación estática,

$$\rho(A dz)g + (PdP)A = PA \quad (2.5)$$

donde A es la sección transversal de área normal a la dirección z . La ecuación se reduce a $dp = \rho g dz$. Si se consideran constantes la aceleración de la gravedad g y la densidad del fluido ρ , entonces por integración se encuentra que:

$$DP = P_2 - P_1 = \rho g Dz = -wDz \quad (2.6)$$

El signo negativo resulta de la convención de que la altura z se mide como positiva hacia arriba, mientras que la presión P disminuye en esa dirección, al emplear las unidades inglesas el término w se evalúa por medio de la ecuación de la figura (2.1b), si DP se expresa como fuerza por unidad de área;

$$w = mg = p(Adz)g$$

La presión verdadera en una posición cualquiera en un sistema se llama presión *absoluta*. Es necesario el adjetivo calificativo debido a que la mayoría de los instrumentos de medición indican experimentalmente lo que se conoce como presión *manométrica* o *vacío*. Se deben usar las presiones absolutas en las relaciones termodinámicas. Una presión *manométrica* positiva es la diferencia entre la presión absoluta y la que ejerce la atmósfera en una localidad dada. Esto es,

$$P_{man} = P_{abs} - P_{atm} \quad (2.7)$$

Se llama *vacío* a una presión manométrica negativa (que se obtiene cuando la presión atmosférica es mayor que la presión absoluta). Con objeto de hacer que la medición de vacío tenga un valor positivo se la define de la manera siguiente:

$$P_{vacío} = P_{atm} - P_{abs} \quad (2.8)$$

Debe quedar claro que las presiones manométricas positivas y negativas son diferenciales de presión²⁶. Para presiones abajo o ligeramente arriba de la atmosférica, la presión diferencial se mide por el método que se muestra en la figura 2-1-a²¹. El dispositivo se llama manómetro y el líquido que contiene puede ser mercurio, alcohol, agua, aceite o algún otro fluido. Las diferencias de presión que expresan las ecuaciones (2-4) y (2-5) se pueden evaluar con la ecuación (2.3). La presión absoluta dentro de un sistema se determina combinando la evaluación de la diferencia de presión con una medición independiente de la presión atmosférica. La Figura 2.2 ilustra las relaciones entre los diferentes tipos de presiones.



Figura 2-2 Relaciones entre las presiones absoluta, atmosférica, manométrica y el vacío²⁵

Comúnmente se llama barométrica a la presión atmosférica; ésta no tiene un valor fijo sino que varía con el tiempo y la posición sobre la tierra. En la figura 1.1c se muestra el esquema de un barómetro para medir la presión atmosférica. A menudo se usa como referencia para la presión la *atmósfera normal*, que se define como la presión que produce una columna de mercurio con una altura de 760 mm a 273.15°K 0 0°C (32°F) y bajo la aceleración normal de la gravedad. Para distinguir entre presión absoluta y presión manométrica se supondrá que todos los datos son absolutos, a menos que se indique explícita o implícitamente que son valores manométricos²¹.

2.3 La energía; Es una medida de la capacidad para efectuar un trabajo.

Desde el punto de vista de los “fenómenos físicos” la energía²⁹⁻³¹ es interrelacionar las fuerzas que producen dichos cambios, y los “fenómenos químicos estudian la materia y sus transformaciones, y como la materia se caracteriza por tener “masa y energía” y ésta última se puede transferir como calor o trabajo, se debe explicar como participan las propiedades energéticas en las transformaciones químicas.

La energía se caracteriza por las propiedades siguientes:

- La energía se conserva en todas las transformaciones.
- La energía es un cambio específico, depende solamente de su estado final y de su estado inicial.
- La energía es una propiedad extensiva, que depende de la cantidad de materia que participa en los cambios. Si los cambios de energía se determinan por mol de sustancia, se tiene una propiedad intensiva cuando la temperatura y la presión permanecen invariables.

- La energía es una sola, pero hay diferentes tipos de energía calorífica, química eléctrica, etc.
- La energía se puede transferir solamente como “calor” o “trabajo”

2.3.1 Tipos de energía

La energía que poseen los sistemas es una sola, pero si se puede hablar de diferentes clases o manifestaciones de energía, en todos los casos su ecuación dimensional es la misma $(ML^2T^{-2})^{21}$.

Energía cinética (E.C.) es la energía que poseen los cuerpos como resultado del movimiento. La *energía translacional* de las moléculas es una característica de su energía cinética en virtud de un movimiento lineal de una masa (m) con una velocidad (v) que es igual a, $\frac{1}{2}mv^2$; en cambio un movimiento circular de un cuerpo, que describe un radio (r) con una velocidad angular (w), es una característica de la *energía cinética rotacional*; que es igual a $\frac{1}{2}Iw$, en donde (I) se denomina momento de inercia del cuerpo sobre su eje de rotación.

Energía potencial (E.P.) es la energía que poseen los cuerpos en virtud de su posición en un campo de fuerza (*gravitacional, magnético o electrostático*). Las moléculas contienen una **energía total o energía interna** (E) que puede ser considerada igual a la suma de la energía cinética más la energía potencial que posee.

$$\text{Energía interna} = \text{Energía cinética} + \text{Energía potencial}$$

$$E = EC + EP \quad (2.9)$$

La **energía interna** es una función de su estado, que implica que es una propiedad que depende del estado en que se encuentra el sistema, un cambio de estado producirá una variación de la energía interna.

Energía calorífica. Es la energía que poseen los cuerpos en virtud de tener una temperatura. Nos es familiar a los objetos calientes y fríos, como el calor que se desprende en la combustión del calor, madera, carbón, petróleo, etc., o el frío que se produce en la evaporación espontánea de un líquido, en otros casos se agrega calor a las sustancias para aumentar su temperatura

Es importante aclarar que el calor es una forma de energía, mientras que la temperatura es una medida arbitraria.

Energía mecánica. Su forma más frecuente es el **trabajo**, que medide en términos de: (fuerza x distancia), (presión x volumen), (tensión superficial x área), etc.

Pueden presentarse muchas otras clases de energía, pero en este caso sólo se considerarán las arriba mencionadas.

2.4 Calor

El **Calor** (q) Cuando una sustancia química se encuentra a una temperatura menor y es colocada en contacto con otra sustancia a una temperatura mayor en un sistema aislado, la temperatura de la sustancia que se encontraba a temperatura menor aumenta, mientras que la más caliente disminuye, después de un tiempo ambas sustancias se encuentra a la misma temperatura, estableciéndose un equilibrio térmico²¹, sin embargo eso no significa que ambas sustancias contengan la misma cantidad de energía.

La transferencia de energía entre los sistemas, sólo es posible como calor o trabajo²² ya que ambos son formas de energía que sólo se manifiestan

en la realización de los procesos (reacciones químicas) o en los cambios de estado de las sustancias.

Los cambios de temperatura en las dos sustancias se deberán entonces a que los movimientos moleculares en cada una de ellas han tenido que modificarse. En una de ellas, la más fría, aumentará y en la otra habrá disminuido. El contenido de energía como calor en ambas sustancias tendrá que haber cambiado²³⁻²⁵ como resultado de los movimientos moleculares que son: vibracionales, rotaciones y traslacionales, además de sus transiciones electrónicas que son las más energéticas, puesto que los átomos que conformaban dichas sustancias se encuentran unidos químicamente por fuerzas eléctricas y las moléculas que son partículas individuales de dichas sustancias se mueven en el espacio y sufren distorsiones en sus contornos moleculares a medida que cambia su contenido energético

La energía calorífica se puede transmitir en dos formas: por **conducción**, cuando se realiza a través de un medio material y por **radiación**, cuando se efectúa a través de un medio inmaterial, es decir a través del espacio²¹. En ambos casos debe existir una diferencia de temperatura entre los sistemas para causar la transferencia de energía.

Cuando el calor (q) es absorbido por un sistema cerrado, en el cual no se efectúa trabajo, el proceso no producirá trabajo³⁶ (w), sólo causará un aumento de la energía total del sistema o energía interna (DE):

$$q = DE \quad (2.10)$$

(cuando no se efectúa trabajo)

Cuando el calor es liberado por el sistema es negativo (-) y si lo consume es positivo (+).

2.4.1 Transferencia de calor²¹: es el flujo de calor de una región de alta temperatura a otra de menor temperatura.

La transferencia de calor se presenta por los siguientes mecanismos:

- Conducción
- Convección
- Radiación

2.4.2 Conductividad térmica (K) es la cantidad de calor transmitida por unidad de tiempo y gradiente de temperatura, $\frac{W}{m^{\circ}C}$

2.4.3 Flujo de calor (q) es la velocidad de flujo de energía por unidad de área, $\frac{W}{m^2}$

2.4.6 Coeficiente de transferencia de calor (q): velocidad de transferencia de energía por unidad de área, por unidad diferencial de temperatura entre una superficie sólida y un fluido. También se le conoce como coeficiente de película, $\frac{W}{m^{\circ}C}$.

2.4.7 Coeficiente total de transferencia de calor (conductividad térmica) (U): flujo de energía por unidad de tiempo por unidad de área y por unidad de temperatura, $\frac{W}{m^{\circ}C}$.

2.4.8 Conductancia térmica (C): es el flujo de calor por unidad de diferencia de temperatura $\frac{W}{m^2}$

2.4.9 Resistencia térmica: es el inverso de la conductancia térmica.

2.4.10 Calor específico (c): es la cantidad de calor requerido para incrementar una unidad de masa por unidad de incremento de temperatura $\frac{J}{Kg^{\circ}C}$.

2.4.11 Conducción: es la difusión de calor de un cuerpo sólido o un fluido estático.

2.4.12 Ley de Fourier: el flujo de calor de un cuerpo a una distancia n , está dado por $dt (dT \uparrow \text{ a } dT \downarrow)$.

2.4.13 Convección: es la transferencia de calor entre un sólido y un fluido a su alrededor debido al movimiento del mismo fluido.

El flujo de calor entre el fluido y el sólido se determina por la ecuación de Newton.

$$Q = hA\Delta T \text{ donde } \Delta T = (T_w - T_f)$$

2.5 Equilibrio térmico. Ley cero de la termodinámica²¹

Según la ley de Charles, para una masa dada de gas y a volumen constante, la presión es proporcional a la temperatura, $P = p(t)$ (n, V, constantes)

Por lo tanto en sistemas cerrados a volumen constante la presión es una propiedad termométrica.

En la Figura 2.3 se tienen dos sistemas cerrados y aislados, A y B, con diferente cantidad de masa de cada gas y, por tanto, diferente presión, medida en cada uno de los correspondientes manómetros M. Una pared común a los sistemas A y B es triple, una adiabática C que al suprimirse deja descubiertas las paredes diatérmicas d. Cuando la pared C se encuentra entre las paredes d, las temperaturas t_a y t_b pueden ser distintas y son independientes ya que los sistemas A y B no están en contacto térmico. Al dejar descubiertas las paredes diatérmicas d y en contacto pueden ocurrir dos cosas:

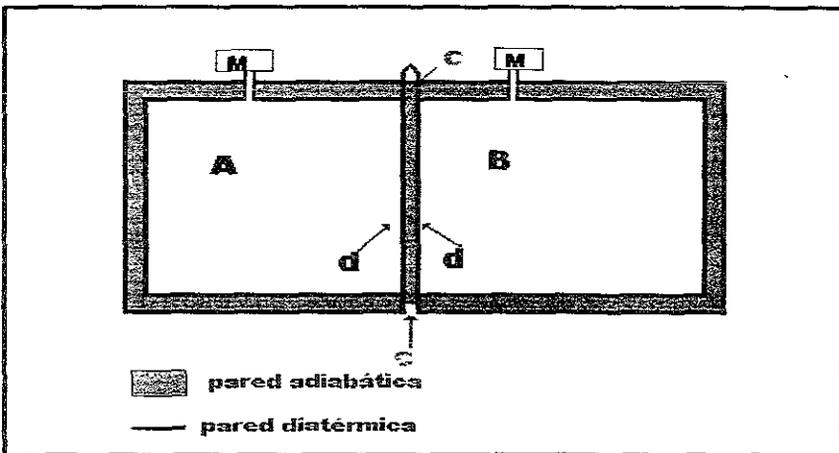


FIGURA 2.3. Relación de sistema abierto y cerrado²¹

- a) Que t_A y t_B fueran inicialmente iguales y, por lo tanto, no se modifiquen los sistemas A y B manteniendo ambos sus presiones manométricas sin alterar.

- b) Que t_A y t_B fueran inicialmente diferentes y entonces observaríamos que la presión de uno de los sistemas aumentaría mientras el otro disminuiría hasta que, pasado suficiente tiempo se igualarían las medidas de los manómetros. Esto nos indica que ambos sistemas han modificado su temperatura puesto que la presión es la unidad termométrica que se ha utilizado. Se puede pensar que si $t_A = t_B$ debe haber un flujo de calor de un sistema a otro ya que las paredes conductoras de calor no pueden tener una temperatura de un lado y otra del otro lado.

En el caso a) se dice que los sistemas A y B están en equilibrio térmico, y en el caso b) se dice que no lo están inicialmente pero el contacto térmico entre ellos produce alteraciones en ambos que tienden a que el equilibrio sea alcanzado. Entonces se define que:

“Los sistemas están en equilibrio térmico si no modifican sus propiedades termométricas al ponerse en contacto a través de una pared diatérmica”.

Si se extrapola a un sistema con tres componentes el resultado sería que el primer y el segundo componente estarían en equilibrio térmico, a su vez el segundo y el tercero igualmente lo estarían, y entonces al poner en contacto al primero con el tercero también se hallaría que están en equilibrio térmico; de aquí la definición de la Ley Cero de la Termodinámica:

“Dos sistemas en equilibrio térmico con un tercero se encuentran en equilibrio térmico entre sí”.

2.6 La calorimetría^{21, 27}

Para calentar un sistema se necesita aumentar la actividad de sus moléculas. La energía que debe ser suministrada para aumentar su temperatura $\Delta t^{\circ}\text{C}$ depende:

- a) Del intervalo de grados. Si el intervalo es pequeño se alcanzará más fácilmente que para un intervalo mayor.
- b) De la cantidad de masa, o sea el número de moléculas contenidas en el sistema, ya que es más difícil aumentar la actividad de muchas moléculas que de pocas.
- c) De la naturaleza de las moléculas. Las moléculas monoatómicas convierten casi idealmente el calor en energía cinética, lo cual no ocurre en las moléculas poliatómicas, en especial las de geometría complicada, pues la energía se convierte no sólo en cinética, sino también en rotatoria, vibratoria, etc. El aumento de calor en las moléculas complicadas conduce al aumento de la temperatura, pero no con la misma intensidad que en los gases sencillos, porque la teoría cinética predice que sólo el aumento de la temperatura es proporcional al aumento de la temperatura.

Para medir la cantidad de calor que se transfiere en un proceso se ha definido la unidad caloría que representa la cantidad de calor necesaria para elevar 1°C (a) una masa igual a 1g (b) de agua (c). Asimismo, "la cantidad de calor que toma 1g de cualquier otra sustancia para elevar su temperatura 1°C se denomina calor específico y se representa por la letra c."

En termodinámica, la unidad de cantidad de masa es el mol entonces se define que:

La capacidad calorífica molar es la cantidad de calor necesario para calentar un mol de una sustancia en un intervalo de 1°C.

Esta cantidad se representa por la letra "C". Debe notarse que el calor específico como la capacidad calorífica molar son propiedades intensivas.

Matemáticamente, podemos definir el calor específico como:

$$C = \frac{q}{mDt} \quad (2.11)$$

Donde q es el calor administrado al sistema, m es el número de gramos contenidos y Dt el intervalo de temperatura. La capacidad calorífica molar es:

$$C = \frac{q}{nDt} \quad (2.12)$$

Donde n es el número de moles

De la última fórmula se deduce que:

$$Q = nCDt \quad (2.13)$$

o sea, el calor necesario para elevar la temperatura de n moles de una sustancia un intervalo de $D^{\circ}C$, es nDt veces mayor que el necesario para elevar en 1°C la temperatura de un mol de esta sustancia.

2.6.1 La capacidad calorífica en sistemas físicos²⁵

El calentamiento de un sistema gaseoso puede suceder en diferentes procesos. Los más importantes son los calentamientos ocurridos a volumen o presión

constante. Si el calentamiento ocurre a presión constante, el calor se convertirá en aumento de energía interna y ésta será una medida de la temperatura del gas. Como el sistema cumple con lo postulado por la ley de Gay-Lussac, se observará que la presión es un parámetro termométrico, ya que:

$$P = p(t) \quad (n, V; \text{constantes})$$

En este sistema, la medida de la capacidad calorífica es la cantidad de calor que necesita un mol de gas para aumentar la temperatura 1°C, según la definición, y es denominado C_v por la condición impuesta de la constancia de volumen.

Para que el sistema a presión constante aumente de temperatura, es necesario dar calor suficiente para elevar la energía interna del gas hasta el valor que alcanza en el sistema a volumen constante, más cierta cantidad de energía que será convertida en trabajo durante la expansión^{2,2, 24-26}. Si el aumento de temperatura es de 1°C, el calor necesario, para lograrlo en 1 mol de gas se denomina C_p . Es obvio C_p es mayor que C_v y que:

$$C_p = C_v + w \quad \text{ó} \quad C_p - C_v = w \quad (2.12)$$

Donde w es el trabajo realizado por el sistema gaseoso.

La capacidad calorífica molar de los gases depende de la naturaleza del proceso que realice el sistema durante el calentamiento. En los sistemas líquidos y sólidos la diferencia entre C_p y C_v tiende a anularse porque la presión externa p afecta mucho menos a sólidos y a líquidos que a los gases, porque los estados condensados son menos compresibles y el volumen del sistema es afectado por la variación de p , siendo $\Delta V \cong 0$.

2.7 Primera ley de la termodinámica²¹

Podemos observar en la naturaleza la forma en que se modifica la energía cuando se desarrollan varios procesos. Por ejemplo, concebimos que en un salto de agua el líquido que transita en la parte superior contiene energía cinética y potencial, a medida que cae disminuye la energía potencial pero se convierte en cinética y ésta puede utilizarse en mover la turbina de un generador eléctrico. El mover la turbina es realizar un trabajo, el cual a través del generador puede convertirse en energía eléctrica. Ésta última puede convertirse en trabajo nuevamente a través de un motor, en calor a través de una resistencia, en luz o en cualquier forma de energía³⁹. Si todos los procesos de transformación fueran ideales, sería posible elevar la cantidad de agua a la posición original con una moto-bomba conectada al generador y hacer un ciclo completo. Esto no es posible porque las fricciones en los elementos mecánicos de la turbina, del generador y de la moto-bomba, y el calentamiento de los circuitos eléctricos impiden que toda la energía sea transformada íntegramente en los procesos y algo (o mucho) se disipa en forma de calor.

Esto no impide observar que en experimentos realizados en condiciones ideales, por ejemplo, la transformación de electricidad en calor, nos damos cuenta que una forma de energía se transforma completamente en otra⁴⁰. Esta observación repetida nos lleva a postular un principio científico: "La energía no se crea ni se destruye, solo se transforma". Este es el enunciado general de la Primera Ley de la Termodinámica.^{21, 22, 24-35}

El balance de energía, que en este caso interesa conocer, es el que ocurre en los procesos de intercambio de calor entre dos sistemas. Estos sistemas pueden ser los A y B de la Figura 2.3. Cuando inicialmente éstos no se encuentran a la misma temperatura y el contacto térmico conduce a la variación de las propiedades termométricas de cada uno hasta que el equilibrio térmico es alcanzado cuando ambos tengan la misma temperatura.

En este proceso se intuye que, inicialmente, un sistema estaba más "caliente" que el otro y que el equilibrio térmico se alcanza porque el primero cede calor al otro. Por la primera ley se postula que:

"En los procesos de transferencia de calor, la cantidad cedida por un sistema es igual a la cantidad absorbida por el (o los) otro(s) involucrado(s) en el proceso".

Si q es la cantidad de calor transferida en un proceso, $+q$ significa el calor que se le suministra a un sistema, y $-q$ el calor que cede el sistema hacia su exterior, por convención entonces

$$-q_A = q_B \quad (2.15)$$

Aplicando la ecuación 2.13 a q_A y a q_B , ya que el proceso opera en ambos sistemas a volumen constante, obtenemos

$$-n_A C_{v,A} \Delta T_A = n_B C_{v,B} \Delta T_B \quad (2.16)$$

2.8 Transferencia de calor en sistemas cerrados²⁵

Según la primera ley de la termodinámica, no hay restricción alguna para adicionar o sustraer energía calorífica a los sistemas. Se va a discutir lo que ocurre en los sistemas cerrados sujetos a procesos en los que hay transferencia de calor

Cuando se calienta un sistema a volumen constante, se modifica la energía interna del sistema a través de los movimientos moleculares, transformándose la primera íntegramente en los segundos. En términos macroscópicos, diríamos que el calor se convierte en energía potencial, porque el aumento de presión en el sistema aumentó la posibilidad de desarrollar

trabajo. Es posible definir que “el calor se convierte totalmente en energía interna: $q_v = DE$ en los procesos isométricos” o isocóros ($V = \text{constante}$).

En los procesos a presión constante (isobáricos) el calor se emplea en realizar el trabajo pDV y en aumentar la energía interna (temperatura) del sistema. En estos procesos puede definirse que “el calor se transforma en energía interna y trabajo”:

$$q_p = DE + W = DE + PDV \quad (2.17)$$

Esta última definición es también una expresión de la primera ley de la termodinámica.

Hay otros procesos importantes. En los sistemas gaseosos se puede seguir un proceso que cumple con la ley de Boyle³⁸, haciendo $PV = k$, a temperatura T constante. Si se cumple la ecuación anterior entonces se obtiene

$$q = W \quad (2.18)$$

porque como $T = \text{constante}$, entonces $DE = 0$. Este proceso se llama isotérmico.

Cuando el proceso se realiza en sistemas gaseosos cerrados y aislados, no hay intercambio de calor con el exterior y entonces $q = 0$. Estos son los procesos adiabáticos y en ellos:

$$W = DE \quad (2.19)$$

La ecuación anterior dice que todo trabajo extraído del sistema se logra a costa de una disminución de la energía interna, o sea, de la temperatura

2.9 La entalpía^{21, 27}

La ecuación de conservación de energía para sistemas cerrados simples puede calcularse a partir de la siguiente ecuación,

$$Q \equiv (E_2 - E_1) - W \text{ o también } Q + W = \Delta E \quad (2.20)$$

y ésta es la expresión matemática que define a la medida de la iteracción térmica que tuvo lugar durante el proceso. Lo cual no es otra cosa más que la diferencias entre el cambio de energía del sistema y el trabajo realizado sobre el mismo.

La segunda expresión ecuación es un enunciado de la conservación de la energía para un sistema cerrado o una masa de control. Nótese, que el calor transmitido a un sistema se toma como positivo

$$Q + W = \Delta E \\ = \Delta U + \Delta KE + \Delta PE + \Delta(\text{Energía electrostática}) + \dots$$

Los términos de la derecha incluyen muchas formas posibles de energía asociadas con el sistema. También debe recordarse que el término W , el trabajo, puede incluir diferentes tipos de iteracciones de trabajo que ocurre durante el proceso especificado. Si además de los efectos de los campos magnéticos y eléctricos de la tensión superficial se deciden descartar los efectos de movimiento sobre una sustancia, la ecuación anterior se reduce a

$$Q + W = \Delta U \quad (2.21)$$

Otras formas útiles de la ecuación 2.21 son

$$\delta Q + \delta W = dU \quad (2.22)$$

$$q + w = \Delta u \quad (2.23)$$

$$\text{y } \delta q + \delta w = du \quad (2.24)$$

Las ecuaciones anteriores se aplican a sistemas cerrados compresibles simples estacionarios; las dos últimas, a sustancias de masa unitaria.

Además de la energía interna U de una sustancia, se encontrará que es conveniente emplear en los balances de energía otra propiedad intrínseca denominada entalpía, que se define por la relación:

$$H = U + PV \quad (2.25)$$

o por unidad de masa por
$$h \equiv u + Pv \quad (2.26)$$

Puesto que u , P y v , h también debe ser una propiedad. En muchos casos la función entalpía no tiene una interpretación física, aunque tiene las dimensiones de la energía. En cierto número de ecuaciones termodinámicas las cantidades U y Pv aparecen juntas. Así que es conveniente escribir el símbolo h en esas ecuaciones en vez de $u + Pv$.

2.10 Solución de línea fuente.

La solución de línea fuente se establece de la siguiente manera; Sea un pozo situado en el centro de un yacimiento infinito que produce a un gasto constante y no sufre variaciones de presión a través del tiempo, a partir de una formación abierta al flujo y de espesor uniforme⁴¹ Por lo que

$$\frac{\partial p}{\partial t} = 0,$$

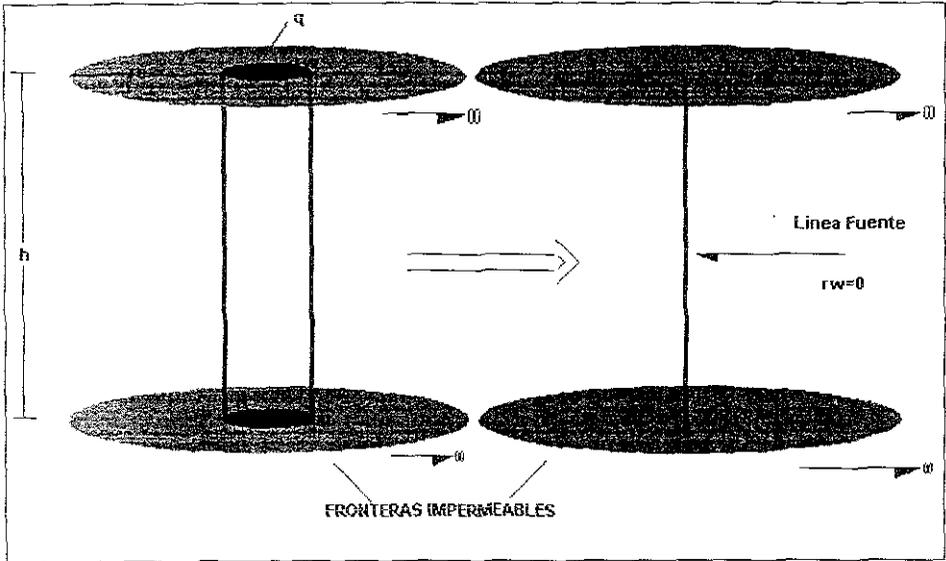


Figura 2.4 Ilustración del concepto de línea fuente⁴⁰.

2.11 La ecuación de difusividad.

Para derivar la ecuación fundamental del flujo de fluidos en medios porosos se combina la ecuación de continuidad con la ecuación de Darcy y la ecuación de estado

De esta manera se encuentra la ecuación de difusividad en coordenadas cartesianas²¹:

$$\frac{\partial^2 p}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 p}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 p}{\partial z^2} = \frac{\phi \mu C_t}{K} \frac{\partial p}{\partial t} \quad (2.27)$$

y la ecuación de difusividad para flujo radial:

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial p}{\partial r} \right) = \frac{\phi \mu C_t}{k} \frac{\partial p}{\partial t} \quad (2.28)$$

La ecuación de difusividad relaciona la presión con el tiempo y la distancia en un sistema poroso lleno con un fluido ligeramente compresible. La ecuación es aplicable a todos los sistemas porosos.

Las formas adecuadas de aplicar la ecuación de difusividad a un yacimiento en particular; es mediante la combinación de las curvas de presión, radio y tiempo; sin embargo, la lectura y determinación de los valores leídos en estas curvas acarrearán varios errores

Hurst y otros han suplido las curvas con soluciones generales que se pueden aplicar a cualquier tipo de yacimiento⁴². De manera general algunas constantes del yacimiento se han combinado con el tiempo, con la presión y con el radio de tal manera que la ecuación

$$\frac{\Delta p}{\Delta \alpha t} = \frac{1}{r} \frac{\Delta p}{\Delta r} + \frac{\Delta \left(\frac{\Delta p}{\Delta r} \right)}{\Delta r} \quad (2.29)$$

establece que en términos generales se puede aplicar a cualquier yacimiento sin importar el tamaño (r_e/r_w) el cual está produciendo o inyectando a gasto constante.

$$\frac{\Delta p_D}{\Delta \alpha t_D} = \frac{1}{r_D} \frac{\Delta p_D}{\Delta r_D} + \frac{\Delta \left(\frac{\Delta p_D}{\Delta r_D} \right)}{\Delta r_D} \quad (2.30)$$

en la ecuación anterior las constantes del yacimiento y las variables se combinan de la siguiente forma:

$$t_D = \frac{\alpha t}{r_w^2} \quad (2.31)$$

$$r_D = \frac{r}{r_w} \quad (2.32)$$

$$y \Delta p_D = \left(0.141 q \mu \frac{\Delta p}{kh} \right)$$

No hay duda que estos parámetros afectan la magnitud de la caída de presión en cualquier radio y a cualquier tiempo⁴².

CAPITULO III

ESTADO DE ARTE

INTRODUCCIÓN

En las últimas décadas se ha incrementado considerablemente el interés por determinar las temperaturas a lo largo de todo el pozo y la forma en que interactúa con las condiciones y las propiedades de los hidrocarburos, la hidráulica de perforación, el estado mecánico del pozo y las condiciones superficiales de operación

En este capítulo se presentan las tendencias e innovaciones que se han llevado a cabo a lo largo del tiempo para la determinación de la temperatura en cualquier punto del pozo, ya sea para determinar u optimizar las propiedades de los fluidos de perforación, las de los hidrocarburos en producción e inclusive en la tecnología de recuperación de hidrocarburos mediante la inyección de fluidos.

Además de mencionar los adelantos tecnológicos se hace un discernimiento sobre el modelo utilizado, sobre la base de los resultados mostrados por los diferentes autores, de manera secuencial a través de los años.

3.1 MÉTODO DE LESEM, GREYTOK, MAROTTA Y McKETTA⁴²

El primer trabajo desarrollado para la determinación del perfil de temperaturas, presentado en 1956, se dirigió al cálculo de dicho perfil para pozos productores de gas. Sin embargo en su trabajo se hace hincapié en la necesidad de conocer la distribución de la temperatura a lo largo de las tuberías superficiales así como de la sarta de producción. Al ser la primera investigación con el subsecuente modelo, en la literatura no se disponen de los datos necesarios por lo que sólo se dispone

de algunos datos experimentales. En su momento el trabajo fue una innovación en el área de producción, por lo que sus resultados fueron tomados como muy buenas aproximaciones, aunque para los alcances de la tecnología actual, la realidad fuese otra.

Hay que hacer notar que el tiempo de cálculo por el tipo de computadoras, aunado al todavía poco desarrollo de las correlaciones necesarias y hasta del comportamiento mismo del aún poco conocido flujo de gas; hicieron de éste un método obsoleto al poco tiempo de darse a conocer. Las consideraciones y las ecuaciones del modelo se presentan a manera del seguimiento que se le da a la determinación del perfil de temperatura, las cuales se mencionan a continuación;

Se considera que:

1. La velocidad de la masa y la composición química de la corriente del gas son constantes y en condiciones normales de operación, en los pozos de gas, el cambio en la velocidad lineal en la sarta de flujo es trivial.
2. El producto de la densidad y de la capacidad calorífica del gas es constante.
3. No existe el gradiente de temperatura horizontal en la corriente de gas.
4. El flujo neto de calor por conducción dentro de la formación y en la corriente de gas en la dirección vertical es trivial en magnitud y puede ser despreciada.
5. El gradiente geotérmico regional y vertical es constante, y
6. La temperatura del gas que entra en el fondo del pozo es constante e igual a la del yacimiento.

Un sistema de dos ecuaciones diferenciales parciales y lineales, con las condiciones de frontera apropiadas, fue derivado para describir la distribución de la temperatura en la corriente del gas y los alrededores de la formación. Estas ecuaciones se resolvieron por técnicas operacionales para la distribución de la temperatura en la corriente de gas. Las integrales resultantes se evaluaron en una IBM 604.

El sistema físico es un agujero circular de radio a en un medio infinito con conductividad térmica K , densidad ρ_s , y capacidad calorífica c_s . Bajo condiciones de cierre del pozo está en equilibrio térmico con los alrededores y el incremento en la temperatura está dado por $-\frac{\Delta T_s}{L} x$. Densidad del gas ρ_g y capacidad calorífica c_v fluye hacia arriba a través de este agujero en la dirección del incremento x con una velocidad lineal W .

Se realizó un balance de calor sobre un elemento de espesor de gas Δx , la transferencia de calor convectivo + la transferencia de calor conductivo + la energía requerida para levantar una unidad de masa del fluido = cambio en el contenido de energía. Por lo tanto quedan las siguientes ecuaciones,

$$\pi a^2 W \rho_g c_v T_g + \pi a^2 W \rho_g c_v T_g - \left[-2a\pi K \Delta x \frac{\partial T_s}{\partial r} \right]_{r=a} - \frac{W \pi a^2 \rho_g \Delta x}{778} = c_v \rho_g \pi a^2 \Delta x \frac{\partial T_g}{\partial t} \quad (3.1.1)$$

las cuales se dividieron por $(c_v \rho_g \pi a^2 \Delta x)$ y tomó el limite como Δx tendiendo a cero,

$$-W \left(\frac{\partial T_g}{\partial x} + \frac{1}{778 c_v} \right) + \frac{2K}{a \rho_g c_v} \frac{\partial T_s}{\partial r} \Big|_{r=a} = \frac{\partial T_g}{\partial t} \quad (3.1.2)$$

a partir de las cuales se obtienen las fundamentales del cálculo,

$$T_z = -\beta\xi + (B - \mu) \left(\frac{2k}{\pi} \right) [I_1 - I_2] \quad (3.1.3)$$

donde

$$I_1 = \int_0^{\infty} u^2 \left[(uJ_0(u) - kJ_1(u))^2 - [uY_0(u) - kY_1(u)]^2 \right] \left(1 - e^{-u^2 \theta} \right) du$$

$$I_2 = 0; \quad 0 < \theta < \frac{\xi}{k} \quad (3.1.4)$$

$$I_2 = \int_0^{\infty} \left[1 - e^{-u^2 \left(\frac{\theta \xi}{k} \right)} \right] \left[\frac{e^{-u \frac{\xi}{k}}}{\ell^{2u \frac{\xi}{k}}} \right] \left\{ \left[ukf_2 - u^2 f_1 \right] \frac{\sin 2\xi}{\pi f_1} + \frac{2k}{\pi} \cos \frac{2\xi}{\pi f_1} \right\} du$$

$$u^3 \left[(uJ_0(u) - kJ_1(u))^2 + [uY_0(u) - kY_1(u)]^2 \right] \quad , \theta > \frac{\xi}{k} \quad (3.1.5)$$

Se hace énfasis en que la ecuación (3.1.3) da la diferencia de temperaturas entre el yacimiento y cualquier punto de flujo arriba de ésta y que esta diferencia es cero en el punto opuesto al yacimiento. Entonces la temperatura actual en cualquier punto sobre de la línea de flujo es

$$T_{gs} = T_{gBH} - \beta\xi + (B - \mu) \frac{2k}{\pi} (I_1 - I_2) \quad (3.1.6)$$

I_1 y I_2 se evaluaron mediante la regla de Simpson con equipo estándar de conteo de cartas. Para este proceso diez mil cartas fueron utilizadas para determinar las curvas de solución.

Como se puede observar el método es un tanto lento y empírico, por lo cual el mismo no fue considerado y hasta posiblemente adaptarlo como modelo de solución en la determinación del perfil de temperaturas.

3.2 MÉTODO DE RAMEY⁴³

Si hay un trabajo que pudiese considerarse "clásico" a través del tiempo dentro de la industria petrolera, éste será sin duda el desarrollado por Ramey. Ya que este documento presentado en 1961, sin lugar a dudas ha alcanzado una gran trascendencia a través del tiempo. Y es que pocos artículos han presentado el impacto que éste ha alcanzado en las pasadas cuatro décadas; y aunque se han desarrollado nuevas técnicas que determinen el perfil de temperaturas durante la inyección de vapor, agua o gas, se han fundamentado casi en su totalidad en dicha teoría. A continuación se presentan las consideraciones y el desarrollo de dicho trabajo. Así también como el desarrollo matemático, el cual se ha convertido en fundamental en todas las nuevas técnicas desarrolladas.

3.2.1 TRANSMISIÓN DE CALOR EN EL POZO

Durante los últimos años, (anteriores a la presentación del trabajo de Ramey), se había generado un profundo interés en los métodos de recuperación secundaria a través de inyección de fluidos "calientes" al yacimiento. Por primera vez se consideraba que la pérdida de calor entre la superficie y el intervalo de inyección podría ser extremadamente importante a este proceso. Pero aun así no era totalmente obvio que en cada operación de inyección o producción ésta sea acompañada por la transmisión de calor entre los fluidos del agujero y la tierra. También hay que mencionar que estos fluidos pueden, si es que están lo suficientemente fríos, afectar de manera inversa a como lo plantea Ramey⁴³.

Así, el problema momentáneo en la transmisión de calor bajo ciertas condiciones se trató de la siguiente manera: Se consideró la inyección de un fluido bajando por la tubería de producción en un pozo el cual estaba revestido hasta la

cima en el intervalo de producción. Se considera que el fluido se inyecta a gastos y temperaturas de superficie conocidos, determinando así la temperatura del fluido inyectado como una función de la profundidad y del tiempo. El considerar que se presenta transferencia de calor del fluido inyectado a la formación, da como resultado las siguientes ecuaciones: Para el líquido,

$$T_1(z, t) = aZ + b - aA + (T_0 + aA - b)e^{-Z/A} \quad (3.2.1)$$

y para el gas,

$$T_1(z, t) = aZ + b - A \left(a + \frac{1}{778c} \right) + \left[T_0 - b + A \left(a + \frac{1}{778c} \right) \right] e^{-Z/A} \quad (3.2.1-A)$$

donde

$$A = \frac{Wc[k + rUf(t)]}{2\pi rUk_f} \quad (3.2.2)$$

Estas ecuaciones se desarrollaron bajo las consideraciones de que las propiedades físicas y térmicas de la tierra y de los fluidos del agujero no varían con la temperatura, que el calor se transferirá en la tierra de forma radial y que la transmisión de calor en el agujero es rápida comparada con el flujo de calor en la formación y, así podrá representarse por las soluciones de estado estacionario.

Antes de que se apliquen las ecuaciones (3.2.1), (3.2.1A) y (3.2.2), es necesario recordar nuevamente el significado del coeficiente total de transferencia de calor U y la función tiempo $f(t)$, en el pozo.

Brevemente, el coeficiente⁵ total U considera la resistencia neta al flujo de calor ofrecida por el fluido en el interior de la tubería de producción, fluidos o sólidos en el espacio anular, y la tubería de revestimiento. El efecto de la

transferencia de calor radial de la tubería de producción a la de revestimiento y la resistencia al flujo de calor causada por incrustaciones o parafinas en la T.P. o en la T.R. también pueden ser incluidas en el coeficiente total de transferencia de calor.

$$\frac{1}{U} = \frac{dA_1}{h_1 dA_1} + \frac{x_r dA_1}{k_r dA_1} + \frac{dA_1}{h_2 dA_1'} + \frac{dA_1}{h_2 dA_2} + \frac{x_c dA_1}{k_c dA_c} \quad (3.2.3)$$

Las áreas diferenciales presentes en la ecuación (3.2.3) son perpendiculares al flujo de calor y así proporcional, ya sea a las mediciones del radio o del diámetro. El área media logarítmica se puede determinar a partir de

$$A_t = \frac{A_1' - A_1}{\ln(A_1'/A_1)} \quad (3.2.4)$$

donde "ln" denota al logaritmo natural.

Si el espacio anular se llena con un material aislante, el tercer y cuarto término en la ecuación (3.2.3) podrían omitirse y añadirse un término similar para la tubería de producción o del revestimiento. La ecuación (3.2.3) entonces queda

$$\frac{1}{U} = \frac{dA_1}{h_1 dA_1} + \frac{x_r dA_1}{x_r dA_1} + \frac{x_a dA_1}{k_a dA_a} + \frac{x_c dA_1}{k_c dA_c} \quad (3.2.3-A)$$

Los coeficientes locales de transferencia de calor que aparecen en la ecuación (3.2.3) (h_1 , h_2) pueden encontrarse en las correlaciones de transferencia de calor para un tipo particular de flujo, por ejemplo, turbulento, aerodinámico, o convección libre. Si el espacio anular está vacío, su transferencia de calor local será despreciable, pero el calor se puede transferir de la tubería de producción a la de revestimiento por radiación. Un equivalente del coeficiente total de transferencia de calor local para el efecto de la radiación se puede encontrar en la

pagina 63 de la referencia 5. La radiación puede ser importante si el espacio anular está vacío o lleno con gas. Si es así, el coeficiente total de transferencia de calor para el espacio anular podría incrementarse por la contribución de la radiación. También es posible que algunas o todas las superficies tanto de la T.P. como de la T.R. pudiesen estar cubiertas por incrustaciones o parafinas. Este efecto puede incluirse en la ecuación (3.2.3) por la adición de términos similares a aquellos para la transferencia a través de las películas de los fluidos. El término del área correspondiente, podría tomarse del área de la superficie cubierta por las incrustaciones y las parafinas.

En casi todos los casos, el espacio anular entre la tubería de revestimiento y la pared del agujero está cementado. Debido a esto la conductividad del cemento puede ser menor que la de tierra circundante; un término similar a la que se usa para la resistencia de las paredes de las tuberías de revestimiento o de producción podría aparecer en el coeficiente total de transferencia, ecuación 3.2.3. El espesor del cemento que llena el espacio anular podría usarse con el área media logarítmica del cemento. En esta instancia, la temperatura T_2 se referirá a la temperatura de la superficie exterior de el cemento y un radio correspondiente se podría usar para evaluar $f(t)$.

Para aquellos lectores no familiarizados con el coeficiente total de transferencia de calor se ofrecen las siguientes "reglas de dedo"

1. La resistencia térmica de la tubería de producción se puede despreciar ya que la conductividad del acero es mucho mayor que la de otros materiales en la tierra o el agujero.
2. La resistencia térmica del agua líquida o el vapor condensado se pueden despreciar debido a que los coeficientes de transferencia

de calor de la película son tan altos como para ofrecer una pequeña resistencia al flujo de calor (su rango está entre los 200 a 2,000 Btu/hr-ft²°F).

3. Los coeficientes de película del gas y la resistencia térmica de los materiales aislantes en el agujero frecuentemente ejercen un mayor efecto sobre el coeficiente total.

La evaluación del coeficiente total de transferencia de calor, es el paso más difícil involucrado en los problemas de transmisión de calor. Pero para ciertos problemas, por ejemplo la inyección de un líquido por la T.R., la resistencia térmica en el agujero es despreciable. En este caso, el coeficiente total de transferencia total de calor puede asumirse como infinito, y la ecuación (3.2.2) se reduce a

$$A = \frac{Wcf(t)}{2\pi k} \quad (3.2.2-A)$$

El problema entonces se simplifica a encontrar la función del tiempo⁴⁴ propio $f(t)$.

La función tiempo $f(t)$ introducida en la ecuación (3.2.2) se puede estimar a partir de soluciones para conducción radial del calor para un cilindro infinitamente largo. La Figura 3.1 presenta a $f(t)$ para un cilindro perdiendo calor a una temperatura constante, una constante de línea fuente⁷⁴ para el flujo de calor y un cilindro perdiendo calor debido a la "radiación" o a las condiciones límite de convección. Como se puede ver en la Figura 3.1, las tres líneas eventualmente convergen a la misma línea. El tiempo de convergencia es del orden de una semana en muchos de los problemas de los yacimientos. Así, la solución de línea

fuentes frecuentemente da buenos resultados si el tiempo es mayor a una semana. La ecuación de línea fuente para tiempos largos es

$$f(t) = -\ln \frac{r_2^2}{2 \alpha t} - 0.290 + 0.470(r_2^2 / 4 \alpha t) \quad (3.2.5)$$

Para evaluar la estimación de las temperaturas en tiempos anteriores al tiempo de convergencia mostrado en la Figura 3.1, $f(t)$ podría leerse del caso de la condición límite de "radiación" en el valor propio de $(r_2 U/k)$.

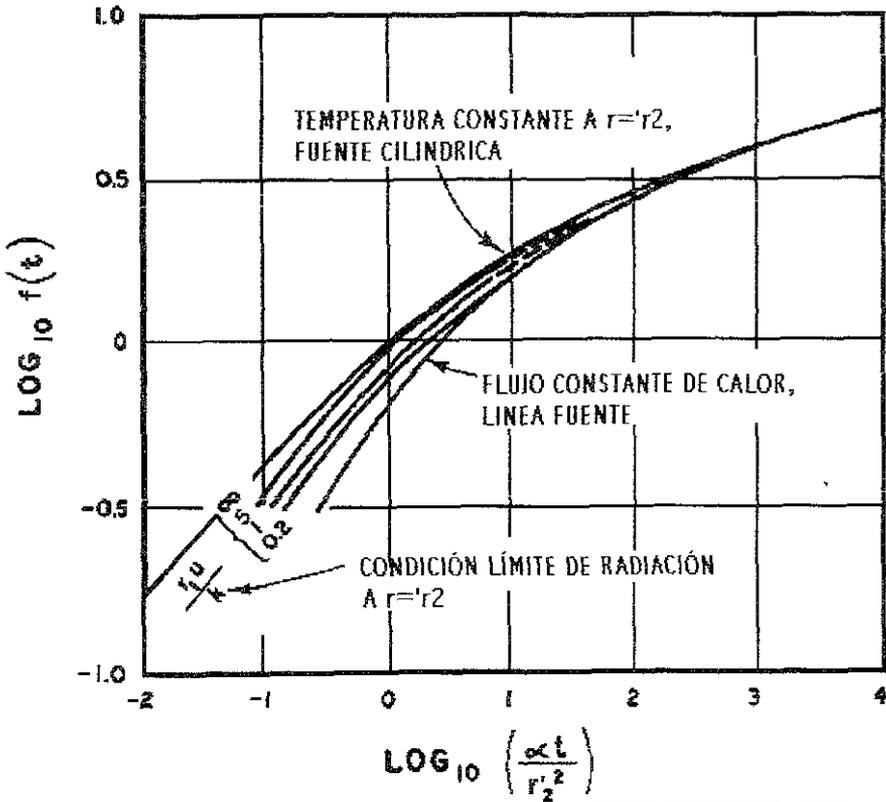


Figura 3.1 Conducción momentánea del Calor en Un Sistema Radial e Infinito⁴⁰.

3.2.2 DERIVACIÓN DE LA TRANSMISIÓN DE CALOR EN EL POZO.

Ramey consideró la inyección de un fluido bajando por el tubería de producción de un pozo, el cual está cementado hasta la cima del intervalo de inyección. Se asume que el fluido se inyecta a gastos y temperaturas de superficie conocidos, y que se determina la temperatura del fluido inyectado como una función de la profundidad y del tiempo. La Figura 3.2 presenta un diagrama esquemático del problema. Las profundidades se miden desde la superficie. Como se muestra en la Figura 3.2, el gasto de fluido (lb/día) es inyectado en la tubería de producción desde la superficie a una temperatura de T_0 . El radio interior de la tubería de producción es r_1 , y la temperatura T_1 del fluido en la tubería es una función tanto de la profundidad Z como del tiempo t . El radio exterior de la tubería de revestimiento es r_2 , y la temperatura en la superficie interior de la tubería de revestimiento es T_2 , también en función del tiempo y de la profundidad.

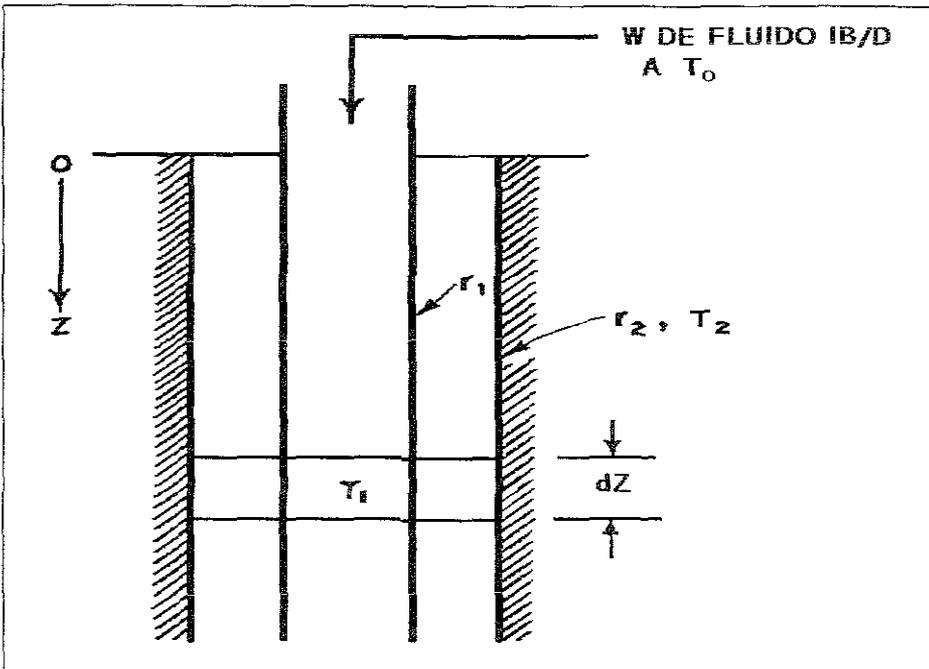


Figura 3.2 Esquema del problema de calor en el pozo de Ramey⁴³

Se considera que el procedimiento usual para tratar los problemas de flujo de este tipo es resolviendo simultáneamente las ecuaciones de la energía total y de la energía mecánica de tal forma que ambas den las distribuciones de la presión y de la temperatura.

De cualquier modo la solución puede aproximarse por las siguientes consideraciones. La ecuación total de energía es

$$dH + \frac{gdZ}{g_c J} + \frac{udu}{g_c J} = dQ - \frac{dW_f}{J} \quad (3.2.6)$$

Asumiendo flujo estacionario en una sola fase de fluido en una tubería, el trabajo del flujo W_f es cero y la ecuación (3.2.2) se vuelve

$$dH + \frac{gdZ}{g_c J} + \frac{udu}{g_c J} = dQ \quad (3.2.7)$$

PARA EL CASO DEL LÍQUIDO

Si el fluido es un líquido incompresible, el término de la energía cinética se vuelve cero. Así,

$$dH + \frac{gdZ}{g_c J} = dQ \quad (3.2.8)$$

pero por la definición, la entalpía es

$$dH = dE + \frac{d(PV)}{J} = dE + \frac{VdP}{J} \quad (3.2.9)$$

para un líquido incompresible O

$$dH = cdT + \frac{VdP}{J} \quad (3.2.10)$$

Despreciando la fricción al flujo, el término VdP es igual al cambio en calor del fluido, y el cambio en la entalpía es

$$dH \approx cdT + \frac{gdZ}{g_c J} \quad (3.2.11)$$

Considerando que el fluido baja en el pozo, el incremento en la entalpía debido al incremento de la presión es aproximadamente igual a la pérdida en energía potencial. Cambiando la dirección del flujo hacia arriba del pozo, la pérdida de la entalpía debida al decremento de la presión es aproximadamente igual al incremento en la energía potencial.

Como resultado la ecuación total de energía se vuelve

$$cdT \approx dQ \quad (3.2.12)$$

para un líquido incompresible fluyendo verticalmente en un tubo de diámetro constante.

Asumiendo que no hay cambios de fase, un balance de energía aproximado sobre el elemento diferencial de la profundidad, dZ , da: pérdida de calor por el líquido = al calor transferido hacia la tubería de revestimiento, o

$$dq = -WcdT_1 = 2\pi r_1 U(T_1 - T_2)dZ \quad (3.2.13)$$

El gasto de la conducción de calor de la tubería de revestimiento hacia la formación adyacente se puede expresar como

$$dq = \frac{2\pi k(T_2 - T_e)dZ}{f(t)} \quad (3.2.14)$$

La ecuación (3.2.14) implica que la transferencia de calor se aleja radialmente desde el pozo. La función del tiempo $f(t)$ depende sobre las condiciones especificadas por la conducción del calor. Asumiendo que la temperatura geotérmica es una función lineal (no necesariamente) de la profundidad,

$$T_e = aZ + b \quad (3.2.15)$$

Las ecuaciones (3.2.14) y (3.2.15) se pueden sustituir en la ecuación (3.2.13), quedando.

$$\frac{\partial T_1}{\partial Z} + \frac{T_1 - (aZ + b)}{A} = 0, \text{ siendo } A \neq 0 \quad (3.2.16)$$

y

$$A = \frac{Wc[k + rUf(t)]}{2\pi rUk} \quad (3.2.17)$$

Un factor integrante para la ecuación (3.2.16) es $e^{\frac{Z}{A}}$. Así,

$$T_1 e^{\frac{Z}{A}} = \int \frac{(aZ + b)e^{\frac{Z}{A}}}{A} dz + C(t) \quad (3.2.18)$$

o

$$T_1 e^{\frac{Z}{A}} = (aZ - aA + b)e^{\frac{Z}{A}} + C(t) \quad (3.2.19)$$

$$T_1(Z, T) = aZ - aA + b + C(t)e^{-Z/A} \quad (3.2.20)$$

La función C(t) se puede evaluar de la siguiente condición; $T_1 = T_0$ para $Z = 0$. Así,

$$C(t) = T_0(t) + aA - b \quad (3.2.21)$$

Y la expresión final para la temperatura del líquido como una función de la profundidad del tiempo es

$$T_1(Z, t) = aZ - aA + b - aA + [T_0(t) + aA - b]e^{-Z/A} \quad (3.2.22)$$

donde la función tiempo A esta definido por la ecuación (3.2.17).

PARA EL CASO DEL GAS

Si el fluido es un gas perfecto, la entalpía no depende de la presión, y

$$dH = cdT \quad (3.2.23)$$

Así, un término del potencial de energía aparecerá en el balance total de energía. La ecuación (3.2.18) para flujo de gas se vuelve entonces,

$$dq = -WcdT_1 \pm \frac{WdZ}{778} = 2\pi r_1 U (T_1 - T_2) dZ \quad (3.2.24)$$

donde el signo positivo sobre el término de el potencial de energía se usa para el flujo bajando hacia el pozo y el signo negativo se usa para el flujo subiendo desde el pozo. Una solución simultánea de la ecuación (3.2.24) con las ecuaciones (3.2.14) y (3.2.15) da

$$T_1(Z,t) = aZ + b - A\left(a \pm \frac{1}{778c}\right) + \left[T_0 - b + A\left(a \pm \frac{1}{778c}\right)\right] e^{-Z/A} \quad (3.2.25)$$

El signo positivo sobre el término del potencial de energía se usa para flujo bajando hacia el pozo y la profundidad se toma negativamente incrementándose desde la superficie; el signo negativo se toma para el flujo subiendo del fondo del pozo con la profundidad tomada positivamente hacia arriba a partir del intervalo productor. La temperatura Geotérmica debe representarse también positivamente con el incremento de la profundidad desde el punto donde se inyecta al pozo.

Para aplicar las ecuaciones (3.2.22) ó (3.2.25), es necesario evaluar la función tiempo, $f(t)$. La ecuación (3.2.14) se puede arreglar para que

$$f(t) = \frac{2\pi k(t, -T_e)}{dq \, dZ} \quad (3.2.14-A)$$

la cual es la definición de esta función tiempo. De esta forma queda claro que la función tiempo $f(t)$ tiene la misma relación de flujo de calor trascendente desde el fondo del pozo, que la que tienen van Everdingen y Hurst⁴⁸; la función constante de flujo $p(t)$ para flujo de fluidos

Lo anteriormente expuesto ofrece una solución aproximada al problema del calor en el agujero el cual involucra la inyección de un fluido bajando por la tubería de producción. Hay dos consideraciones muy importantes. (1) el calor fluye radialmente alejándose del agujero; y (2) el flujo de calor a través de varias resistencias termales en la vecindad inmediata del agujero es rápido comparado con el flujo de calor en la formación, y se puede representar por las ecuaciones de flujo estacionario.

3.3 MÉTODO DE ABDUS SATTER⁴⁹

En 1965 Abdus Satter publicó su investigación "Transmisión de Calor en el Agujero y Caída de Presión para la Inyección de Vapor/Agua y Producción Geotérmica: Una Técnica Sencilla de Solución"⁴⁹. El cual fue la continuación de los trabajos desarrollados hasta ese entonces sobre transferencia de calor en el pozo. A continuación se presenta una breve semblanza de la teoría desarrollada por Satter.

Satter desarrolló las ecuaciones para calcular la calidad del vapor condensado; y básicamente fue esta la aportación que realizó al trabajo de Ramey⁴³.

3.3.1 Teoría del modelo

Calidad del Vapor Condensado.

Predecir el comportamiento del vapor condensado fluyendo dirección abajo en el pozo requiere de la estimación de la calidad del vapor. La siguiente ecuación relaciona la calidad del vapor con la profundidad del intervalo:

$$y[Z, t] = y[(Z - \Delta Z), t] + \frac{a(\Delta Z)^2}{2A'} + \frac{[A'B' + t_{nt} + a(Z - \Delta Z) - T_1] \Delta Z}{A'} \quad (3.3.1)$$

donde

$$A' = \frac{i_s L_1 [k_{ht} + r_2 U_f(t)]}{2\pi r_1 U k_{ht}} \quad (3.3.2)$$

$$B' = \frac{g}{778 g_c L_1} \quad (3.3.3)$$

Las mayores consideraciones hechas en el modelo son las siguientes:

1. El vapor se inyecta a gasto constante, la presión en la cabeza, y la calidad también son constantes.
2. Un empacador de fondo se usa para prevenir que el vapor entre al espacio anular. El espacio anular se llena con aire a baja presión.
3. La transferencia de calor en el pozo está bajo condiciones estacionarias, mientras que la transferencia de calor hacia la tierra involucra condiciones radiales no estacionarias.
4. Los cambios de energía cinética son despreciables.
5. Cualquier variación en la presión del vapor con la profundidad debido a los efectos hidrostáticos y a las pérdidas por fricción es despreciable.
6. Existe una variación en la conductividad térmica, la cual es despreciable junto con la difusividad de la tierra con la profundidad.

Mientras que la gravedad y la fricción podrían tener efectos contrarios sobre la presión del fluido (la presión en cualquier punto del pozo podría decrecer por la fricción pero incrementarse por la gravedad). Finalmente, este método no presentará errores, si el pozo es somero y a bajos gastos de inyección. Por otro lado, las mismas consideraciones hechas por Ramey⁴³ son consideradas por Satter⁴⁹.

3.4 MÉTODO DE A. F. TRAGESSEY, PAUL y HORACE CRAWFORD⁵⁰.

Tragesser y los Crawford desarrollaron un método para calcular la temperatura durante la circulación de la temperatura y las operaciones de cementación para la ayuda en el diseño de las lechadas del cemento. La técnica de calcula temperaturas como función del tiempo, al variar la profundidad tanto en las tubería de revestimiento como en el espacio anular.

3.4.1 PROCEDIMIENTO DE CÁLCULO

Debido a que muchos factores afectan la temperatura de la lechada durante la cementación, se estableció este método para calcular las temperaturas momentáneas de cementación para diferentes condiciones de operación. Los factores que se deben tomar en consideración son la profundidad del pozo, los diámetros internos y externos de la tubería de revestimiento y las propiedades termal del acero; el diámetro del agujero, gasto de bombeo y viscosidad del fluido, calor específico del fluido, conductividad térmica y densidad y el estado térmico del pozo, el cual puede incluir las temperaturas en la cabeza y del fondo del pozo sólo antes de la cementación.

Las ecuaciones que presenta este método se pueden consultar en la referencia. Para cada incremento en la profundidad de la tubería de perforación, el cambio en la temperatura para el fluido en la tubería de perforación y el espacio anular se requirieron para satisfacer el balance de calor; el calor neto ganado a través del incremento del fluido en el espacio anular = flujo de calor desde el fluido en la tubería de perforación menos el incremento del flujo de calor dentro de la formación. El grupo de ecuaciones citadas en las referencias se puede resolver y revisar mediante el uso de un balance de calor.

Finalmente la resolución total del problema se realiza mediante la aplicación de las referencias que citan los propios autores, los cuales ya se han *tratado anteriormente*.

3.5 MÉTODO DE KABIR, HASAN, KUOBA Y AMEEN⁵¹.

En este estudio, el perfil de temperaturas en la formación durante la circulación fue calculado; anteriormente sólo se habían calculado la temperatura general del sistema, no se había considerado aun la posibilidad de predecir el perfil entero durante la circulación de un fluido.

Los autores solucionan éstas mediante las consideraciones de flujo no-estacionario y pseudoestacionario. En lo que se refiere a perforación, el cálculo del perfil de temperaturas durante la circulación del fluido así como y durante las operaciones de cambio de tuberías, de barrenas, el de meter y sacar las ligadas o durante la cementación tubería, ha sido ampliamente considerado por los autores.

3.6 MÉTODO DE PACHECO Y FAROUQ ALI⁵²

Pacheco y Farouq Ali, consideraron para su modelo: la inyección de vapor a presión constante, la inyección del gasto másico de fluido constante, y en la superficie la calidad constante, la cual se inyecta a través de la tubería de producción al pozo.

El sistema completo consiste en el fluido, la tubería de producción, el espacio anular, el cual contiene aire a baja presión, la tubería de revestimiento, el cemento y la formación. Partiendo de lo anterior se propuso calcular la presión y la calidad del vapor como funciones de la profundidad y del tiempo; para lo cual formularon un balance de energía y un balance de momento para el flujo del fluido, de la siguiente forma:

Balance de energía

$$dQ = \frac{g}{g_c} dz + dH + \frac{v dv}{g_c J} - \frac{dW_e}{J} \quad (3.6.1)$$

Balace de momento

$$dW_e - Vdp = -\frac{g}{g_c} dZ + \frac{g^2 V dV}{g_c} + dF_r \quad (3.6.2)$$

El término dQ está dado por

$$dQ = -\left(\frac{1}{i}\right) dq \quad (3.6.3)$$

Donde el gasto de transferencia de calor a la formación está dado por

$$dq = 2\pi k_e (T_i - T_c) dZ f(t), \quad (3.6.4)$$

el cual es el mismo que el gasto de transferencia de calor hacia la interface formación - cemento, la cual está dada por

$$dq = 2\pi r U (T_s - T_h) dZ \quad (3.6.5)$$

La función $f(t)$ y el coeficiente U se encuentran en las referencias 2-4, citadas anteriormente. Las otras consideraciones tomadas en cuenta en este documento son,

- (1) El flujo de calor en el pozo se encuentra en estado estacionario, en zonas de la formación no se encuentra en estado estacionario,
- (2) Sólo se considera flujo radial;
- (3) Las propiedades termales de la formación son constantes;
- (4) La T.P. cuelga concéntricamente dentro de la T.R.; y

(5) El flujo en dos fases del vapor y del condensado en la T.P. puede describirse por una viscosidad "efectiva".

Se reconoce que una propiedad de transporte tal como la viscosidad "efectiva" de un sistema bifásico dependerá de la geometría del mismo sistema. A las altas velocidades involucradas aquí el condensado tenderá a fluir dentro de la corriente de vapor de tal forma que será mayor que la película que se forma alrededor de la corriente en la superficie de la tubería de producción así que el vapor húmedo puede aproximarse por un fluido viscoso con una viscosidad igual a la combinación lineal de la viscosidad del agua y la del vapor seco en proporción a sus respectivas fracciones mol y a las condiciones prevalecientes.

De la combinación de las ecuaciones anteriores resultan las siguientes ecuaciones como se ve en el trabajo desarrollado por Pacheco⁵³:

$$\frac{dp}{dZ} = \frac{\frac{dQ}{dZ} + \frac{\partial H}{\partial V} \frac{\partial X}{\partial X} \left(-\frac{g}{G^2 V} + \frac{fV}{2D} \right) + \frac{G^2 V^2 f}{2g_c J D}}{\frac{\partial H}{\partial X} - \frac{V}{J} - \frac{\partial H}{\partial V} \frac{\partial X}{\partial X} \left(\frac{g_c}{G^2} + \frac{\partial V}{\partial p} \right)} \quad (3.6.6)$$

y

$$\frac{dX}{dZ} = \frac{\frac{dQ}{dZ} (1+B) + \frac{gB}{g_c J} + \frac{G^2 V^2 f}{2g_c J D}}{\frac{\partial H}{\partial X} (1+B) + \frac{BG^2 V}{g_c J} \frac{\partial V}{\partial X}} \quad (3.6.7)$$

donde

$$B = \frac{V}{\partial H} \frac{\partial H}{\partial p} - \frac{J}{G^2 V} \frac{\partial P}{\partial p} + \frac{\partial V}{g_c J \partial p} \quad (3.6.7)$$

y

$$\frac{dQ}{dZ} = \frac{2\pi r_{ot} U}{i_s} \left[\frac{115.1 p^{0.225} - k_{he}(T_m + aZ) + 115.1 p^{0.225} r_{ot} U f(t)}{k_{he} + r_{ot} U f(t)} \right] \quad (3.6.8)$$

donde p es la presión del vapor en psia. El valor instantáneo de U se calculó por el método de Willhite⁵⁴, y f se obtuvo del diagrama de Moody el cual está en correlación⁵⁵ con el número de Reynolds y la rugosidad relativa de la tubería, la cual se arregló mediante polinomios. Las viscosidades del vapor y del agua se determinaron de las ecuaciones de la referencia 44, y las propiedades del vapor se calcularon usando las ecuaciones desarrolladas por Farouq Ali⁵⁷.

Las ecuaciones (3.6.6), (3.6.7) y (3.6.8) se resolvieron mediante el método de Runge-Kutta de cuarto grado, como lo muestra Pacheco⁵³, por ecuaciones simultáneas. Las derivadas parciales del lado derecho fueron evaluadas usando dependencias funcionales, así que en cada caso el lado derecho se redujo a una función de vapor, calidad y profundidad. Después de cada paso, un nuevo valor del coeficiente total de transferencia de calor U se calculó usando el valor del paso previo como la primera iteración para iterar hacia el nuevo valor. El término

$\frac{dQ}{dZ}$ también se evaluó en cada uno de estos pasos, usando el valor calculado de

U

3.7 MÉTODO DE R. K. SAGAR, D. R. DOTY, Y Z. SCHIMIDT⁸⁰.

El modelo se derivó de la ecuación total de balance de energía. Se consideró estado estacionario y que no hubo trabajo realizado por o sobre el fluido, así la ecuación total de energía se redujo a:

$$\frac{dh}{dL} = \frac{dq}{dL} - \frac{v dv}{J g_c dL} - \frac{g \text{ sen } \theta}{g_c J} \tag{3.7.1}$$

El signo adoptado por está ecuación esta indicado por el sistema del agujero, mostrado en la Figura 3.3.

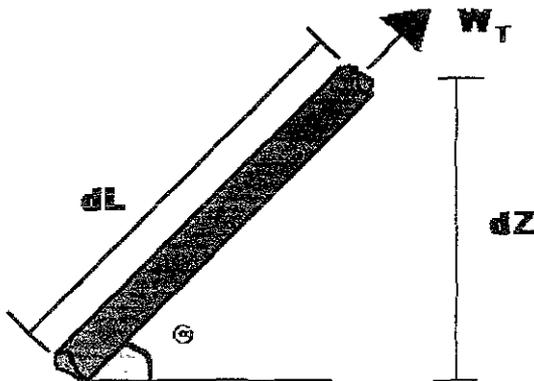


FIGURA 3.3. Convención del signo para un pozo fluyente⁸⁰.

La transferencia radial de transferencia de calor entre el fluido y la formación se tomó de acuerdo a lo desarrollado por Ramey⁴³. Sobre el elemento diferencial, dL , que indica el intervalo de longitud de la(s) tubería(s), la transferencia de calor radial del fluido hacia la interface cemento - formación se puede describir por:

$$\frac{dq}{dL} = - \frac{2\pi r_n U}{W_T} (T_f - T_h) \tag{3.7.2}$$

La transferencia radial de calor de la interface cemento – formación hacia las formaciones circundantes es:

$$\frac{dq}{dL} = -\frac{2\pi r_w U}{W_r f(t)} (T_h - T_e) \quad (3.7.3)$$

Combinado las ecuaciones (7.3.2) y (7.3.3) dan la ecuación para la transferencia radial de calor entre el fluido y las formaciones circundantes:

$$\frac{dq}{dL} = -\frac{2\pi}{W_r} \left(\frac{r_w U k_e}{k_e + f(t) r_w U} \right) (T_f - T_e) \quad (3.7.4).$$

usando los principios básicos de termodinámica, el término de la entalpía de la ecuación (7.3.1) se puede expresar para:

$$\frac{dh}{dL} = \left(\frac{\partial h}{\partial P} \right)_{T_f} \frac{dP}{dL} + \left(\frac{\partial h}{\partial T_f} \right)_P \frac{dT_f}{dL} \quad (3.7.5)$$

donde

$$\left(\frac{\partial h}{\partial T_f} \right)_P = C_{pm}, \quad (3.7.6)$$

$$\left(\frac{\partial h}{\partial P} \right)_{T_f} = -\mu C_{pm}, \quad (3.7.7)$$

y μ es el coeficiente Joule Thompson para este modelo. Por lo tanto el cambio total de entalpía en un fluido se puede expresar como:

$$\frac{dh}{dL} = -\mu C_{pm} \frac{dP}{dL} + C_{pm} \frac{dT_f}{dL} \quad (3.7.9)$$

Finalmente, por la combinación de la ecuación (3.7.1), (3.7.4) y (3.7.9) se obtiene la ecuación diferencial ordinaria de estado estacionario para la temperatura del fluido.

$$\frac{dT_f}{dL} = -A \left[(T_f - T_e) + \frac{g \sin \theta}{gc J C_{pm} A} + \frac{\mu}{A} \frac{dP}{dL} + \frac{v dv}{gc J C_{pm} A} \right], \quad (3.7.10)$$

donde

$$A = \frac{2\pi}{C_{pm} W_r} \left(\frac{r_n U k_e}{k_e + f(t) r_n U} \right). \quad (3.7.11)$$

A fin de usar la ecuación (3.7.10), es necesario estimar las cantidades U , k_e , y $f(t)$ la evaluación del coeficiente global de transferencia de calor representa un paso difícil y crítico para encontrar una solución adecuada. Por lo que se hicieron las siguientes consideraciones para simplificar el cálculo de U .

1. Debido a que el acero tiene una alta conductividad, la resistencia termal de la tubería de producción y de revestimiento es despreciable cuando se compara con la resistencia termal del material en el espacio anular existente entre las tuberías de revestimiento y de producción.
2. Los coeficientes de radiación y convección son despreciables, y se pueden ignorar.

Bajo estas consideraciones, la ecuación desarrollada por Willhite⁵⁴ se reduce a:

$$U = \left[r_{ti} \frac{\ln(r_{ci}/r_{to})}{k_{an}} + r_{ti} \frac{\ln(r_{wb}/r_{co})}{k_{cem}} \right]^{-1} \quad (3.7.12)$$

La ecuación (3.7.12) muestra que el material presente en el espacio anular entre las tuberías de producción y de revestimiento (gas, aceite, agua, o cualquier combinación de las tres) es importante para la determinación de la transferencia de calor en el sistema del pozo.

Ramey⁴³ sugiere los valores tanto para la función del tiempo trascendental, como para la conductividad térmica de formación. La función trascendental del tiempo se puede aproximar mediante las soluciones logarítmicas del tiempo para el problema de la conducción radial del calor para un cilindro largo e infinito. Bajo estas consideraciones la ecuación para $f(t)$ se vuelve:

$$f(t) = \ln \frac{2.0a}{rwb} - 0.290 \quad (3.7.13)$$

Ramey⁴³ también sugirió que para la mayoría de las áreas geográficas, el valor de la conductividad térmica de las formaciones es aproximadamente igual a; $1.4 \text{ Btu/hr-ft-}^\circ\text{F}$.

El coeficiente Joule Thompson, μ , que aparece en la ecuación (3.7.10) determina la cantidad de calor o enfriamiento debido a los cambios de presión dentro del fluido en el pozo. Usando los principios básicos de termodinámica, el coeficiente Joule Thompson puede ser determinado a partir de una ecuación de estado para una particular mezcla de fluidos:

$$\mu = \left(\frac{\partial T}{\partial P} \right)_h = \frac{1}{C_{pm}} \left[T \left(\frac{\partial V}{\partial T} \right)_p - V \right] \quad (3.7.14).$$

La ecuación diferencial ordinaria (3.7.10), representa el perfil de temperatura del modelo. Esta ecuación puede ser resuelta mediante el uso de las técnicas matemáticas más comunes; dichas técnicas dan resultados cercanos a los que se esperan y se registran. Sin embargo este modelo, puede presentar el

inconveniente en el cálculo del coeficiente Joule Thompson, ya que éste requiere información específica sobre la composición de los hidrocarburos, el gradiente de presión, y el término de la energía cinética.

3.8 MÉTODO DE A. R. HASAN Y C. S. KABIR⁵⁸⁻⁵⁹

Cuando se produce inicialmente un líquido desde una zona, se puede asumir que su temperatura en la superficie es la misma que la de la formación. Mientras que para los gases esto no es realmente lo mismo; la temperatura inicial se puede determinar desde la formación si el efecto Joule-Thompson se adapta adecuadamente para ello. Así, la temperatura del fondo del pozo que proporciona un fluido al producirlo puede ser estimada confiablemente. De cualquier modo, el fluido al ir subiendo a través del pozo, su temperatura rápidamente se vuelve significativamente mayor que la temperatura de las formaciones adyacentes debido a la general declinación en la temperatura de la tierra conforme se disminuye la profundidad.

La diferencia de temperaturas entre los fluidos y la tierra causa una transferencia de calor del fluido a las formaciones circundantes con la consecuente disminución de la temperatura del fluido, al igual que la profundidad decrece. A cualquier profundidad, la temperatura de la formación podría variar no sólo con la distancia radial, sino también con el ritmo de producción. Aun así, cuando se ha alcanzado un fluido estacionario, la turbulencia del fluido asegura una temperatura constante de éste a una determinada profundidad. De aquí, que la pérdida de calor del fluido decrece con el tiempo y depende sobre las variaciones de las resistencias para que el calor fluya entre el fluido caliente en la tubería y la formación adyacente.

Para derivar una expresión de la temperatura del fluido como una función de la profundidad y el tiempo, primero se debe establecer la distribución de la temperatura de la formación como función de la distancia radial y del tiempo. Un

balance de energía sobre el fluido en el agujero relacionará la temperatura del fluido con el agujero /temperatura de la cara de la formación y el calor del flujo, dando un coeficiente de transferencia de calor total en términos de una configuración particular del pozo

3.8.1. DISTRIBUCIÓN DE TEMPERATURA DE LA FORMACIÓN.

La difusión del calor en un sólido tridimensional, puede tratarse matemáticamente como un problema bidimensional si se toma en cuenta la simetría (o inclinación) alrededor de la fuente de calor, como en el caso de un pozo productor o un inyector. En adición a esto, si se toma en cuenta un pequeño incremento en la dirección vertical, el problema se simplifica a la difusión del calor en una sola dimensión, debido a que la difusión vertical del calor puede ignorarse por el, relativamente pequeño, gradiente de temperatura vertical

Se puede considerar que por un corto lapso de tiempo, el flujo de calor del agujero permanece constante. Un balance de energía sobre la formación lleva a la siguiente ecuación diferencial en derivadas parciales, en coordenadas cilíndricas para la variación de la temperatura de la formación con la distancia radial del pozo y el tiempo de producción:

$$\frac{\partial^2 T_e}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T_e}{\partial r} = \frac{C_e \rho_e}{k_e} \frac{\partial T_e}{\partial t} \quad (3.8 1)$$

donde T_e es la temperatura de la tierra en el tiempo t , y distancia r , medida desde el centro del agujero. El término $\frac{C_e \rho_e}{k_e}$ es la difusividad térmica. Esta ecuación es análoga a la ecuación de la difusión de la presión⁴⁸.

Inicialmente, la temperatura de la formación a cualquier profundidad es constante, lo cual permite que se dé la siguiente condición,

$$\lim_{t \rightarrow 0} T_e = T_{ei} \quad (3.8.2)$$

En el infinito o límite exterior, la temperatura de la formación no cambia con la distancia radial, i.e.,

$$\lim_{r \rightarrow \infty} \frac{\partial T_e}{\partial r} = 0 \quad (3.8.3)$$

La otra ecuación límite, se deriva del gasto de flujo de calor en la interface del agujero y la formación; y está gobernada por la ley de conducción de calor de Fourier. El gasto del flujo de calor por unidad de masa, del fluido del agujero por unidad de longitud del agujero, dq/dz , está dado entonces por,

$$\frac{dq}{dz} = - \frac{2\pi k_e r \partial T_e}{W \partial r} \quad (3.8.4)$$

Donde W es el gasto de flujo masico del agujero, y r_{wb} es el radio exterior del agujero.

Para facilitar y hacer la solución aplicable y general, las ecuaciones (3.8.1), (3.8.3), y (3.8.4) se asignan en variables dimensionales de r_D (la menor distancia radial = r/r_{wb}), α (difusividad térmica $k_e / \rho_e C_e$), y t_D (tiempo adimensional = $\alpha t / r_{wb}^2$). Entonces la ecuación (3.8.1) y las condiciones límites, las ecuaciones (3.8.3) y (3.8.4) se vuelven entonces,

$$\frac{\partial^2 T_e}{\partial r_D^2} + \frac{1}{r_D} \frac{\partial T_e}{\partial r_D} = \frac{\partial T_e}{\partial t_D} \quad (3.8.5)$$

$$\lim_{r_D \rightarrow \infty} \frac{\partial T_e}{\partial r_D} = 0 \quad (3.8.6)$$

$$\frac{\partial T_c}{\partial r_D} \Big|_{r_D=1} = - \frac{W(dq \ dz)}{2\pi k_c} \quad (3.8.7)$$

La solución de la ecuación (3.8.5), es la que presenta un mejor uso en la transformada de Laplace. El análisis da la siguiente expresión para la temperatura de la formación como una función de la distancia radial y el tiempo

$$T(r_D, t_D) = T_{ci} + \frac{(dq \ dz)}{\pi^2 k_c} I_1 \quad (3.8.8)$$

donde

$$I_1 = \int_0^{\infty} \frac{1 - e^{-u^2 t_D}}{u^2}$$

$$\frac{Y_1(u)J_0(ur_D) - J_1(u)Y_0(ur_D)}{J_1^2(u) + Y_1^2(u)} du \quad (3.8.9)$$

Al establecer a $r_D = 1$, se obtiene la siguiente expresión para la temperatura en el agujero/interface de la tierra, como una función del tiempo,

$$T_{wb} = T_{ci} + \frac{W(dq \ dz)}{\pi^2 k_c} I \quad (3.8.10)$$

donde

$$I = \int_0^{\infty} \frac{1 - e^{-u^2 t_D}}{u^2} \frac{Y_1(u)J_0(u) - J_1(u)Y_0(u)}{J_1^2(u) + Y_1^2(u)} du \quad (3.8.11)$$

Ahora se introducirá una temperatura adimensional, T_D , análogamente para la presión adimensional usada en el análisis transitorio de la presión como sigue,

$$T_D = - \frac{2\pi k_e}{W(dq/dz)} (T_{wb} - T)_{ei} \quad (3.8.12)$$

La solución para la temperatura del agujero, la ecuación (3.8.10) se puede expresar ahora de la siguiente forma adimensional,

$$T_D = - \frac{2I}{\pi} \quad (3.8.13)$$

La solución de la temperatura transitoria dada por la ecuación (3.8.13) es similar a la solución para la presión de van Everdingen-Hurst⁴⁸

3.8.2 EFECTOS DE SUPERPOSICIÓN.

La ecuación 12 (o ecuación 8) es válida sólo para un constante flujo de calor hacia (o del) agujero. Desgraciadamente, el flujo del calor hacia el agujero disminuirá con el tiempo, especialmente durante las etapas iniciales de inyección, cuando las diferencias de temperaturas entre el fluido y la tierra sea grande. La variación gradual en el gasto del flujo de calor puede ser contada para tomar un número de pasos de tiempo discreto en cada uno de los cuales el flujo de calor se considera que permanece constante. El principio de superposición puede entonces ser usado para llegar a la siguiente expresión para la temperatura del agujero,

$$T(wb, t_n) = T_{ei} + \frac{i}{\pi^2 k_e} \sum_{j=1}^n [w(dq/dz)]_j \Delta I \quad (3.8.14)$$

donde $W(dq/dz)_j$ representa el gasto del flujo de (o hacia) el agujero por unidad de tiempo por unidad de longitud en el $j^{\text{ésimo}}$ paso de tiempo, y,

$$\Delta I = \int_0^{\infty} \frac{1 - e^{-u^2 \Delta t_D}}{u^2} X \frac{Y_1(u)J_0(u) - J_1(u)Y_0(u)}{J_1^2(u) + Y_1^2(u)} du \quad (3.8.15)$$

Si se toman espacios iguales de tiempo, la integral definitiva en la ecuación (3.8.15) podría tener el mismo valor para todos los elementos de la suma en la ecuación (3.8.14), por lo que la ecuación (3.8.14) puede ser escrita como sigue,

$$T_D = -2\pi k_e \sum [W(dq_i/dz)]_i \frac{2\Delta I}{\pi} \quad (3.8.16)$$

donde ΔI , dado por la ecuación (3.8.15), representa la misma integral definida por la ecuación (3.8.11) donde el tiempo de producción, t_D , ha sido reemplazado por el espacio de tiempo, Δt_D .

La ecuación (3.8.10) (o la ecuación 3.7.14) permite el cálculo de la temperatura del agujero a partir de la temperatura de la formación la cual no ha sufrido ningún cambio, si el gasto de flujo de calor del fluido del (o hacia) el agujero es conocido. Una relación entre la pérdida de calor del agujero y la temperatura de la formación puede establecerse a través de un balance de energía sobre el fluido del agujero. Una solución simultánea de estas dos ecuaciones podrían eliminar la temperatura del agujero y llevarla hacia una expresión para la temperatura del fluido.

3.8.3 APROXIMACIÓN DE LA SOLUCIÓN T_D .

Como las ecuaciones (3.8.10) y (3.8.119) (o las ecuaciones 3.7.14 y 3.7.15) muestran, que el cálculo de T_D requiere la evaluación de una integral que involucre las funciones modificadas de Bessel de cero y primer orden sobre los límites de cero al infinito para la variable falsa, u . Tales cálculos consumen demasiado tiempo. De cualquier modo, las ecuaciones (3.8.19) y (3.8.15) son integrales definidas cuyos valores dependen sólo sobre el tiempo de producción adimensional, t_D . Así, una vez que las T_D 's son evaluadas para varias t_D 's, y tabuladas como se muestra en la Tabla 3.1, estos valores pueden utilizarse en cálculos subsecuentes. No obstante, las tablas o cartas no son tan eficientes para un programa de cálculo como las ecuaciones algebraicas. Consecuentemente, se buscó una representación algebraica de T_D como una función de t_D .

Tiempo Adimensional	Tiempo Adimensional, T _D				
	Solución Rigurosa	Solución Aproximada	Diferencia Porcentual	Solución de Ramey	Diferencia Porcentual
1.00E-10	0.000011	0.000011	0.0228		
1.00E-06	0.001128	0.00001127	0.0525		
1.00E-05	0.003536	0.003536	0.0004		
1.00E-04	0.011234	0.011244	-0.093		
1.00E-03	0.035191	0.035326	-0.358		
0.01	0.108102	0.1094	-1.2		
0.1	0.314235	0.322817	-2.731	-0.745	337.03
0.5	0.616859	0.628324	-1.858	0.06	90.325
1	0.80214	0.789484	1.5777	0.406	49.365
1.5	0.926727	0.873784	5.7128	0.609	34.301
2	1.02222	0.978434	4.2829	0.753	26.37
5	1.362366	1.355958	0.4703	1.211	11.133
10	1.650755	1.65059	0.0096	1.557	5.6691
100	2.72282	2.72442	-0.058	2.708	0.5377
1000	3.86046	3.8615	-0.026	3.859	0.0329
1.00E+05	6.1612	6.1612	0	6.616	0
1.00E+06	7.3122	7.3122	0	7.312	0

Tabla 3.1. Comparación de las soluciones T_D aproximada y rigurosa⁵⁸⁻⁵⁹.

Una revisión de los valores de la Tabla 3.1, muestra algunos rasgos interesantes de la función adimensional de la temperatura. Se observa que a valores muy pequeños de tiempo, T_D es proporcional a la raíz del tiempo adimensional, t_D, como está dado por la siguiente ecuación,

$$\lim_{t_D \rightarrow 0} T_D = 1.1281 t_D \quad (3.8.17)$$

En tiempos adimensionales grandes, T_D se encontró una relación lineal con t_D,

$$\lim_{t_D \rightarrow \infty} T_D = 0.4063 + .5 \ln(t_D) \quad (3.8.18)$$

la función natural de T_D en los dos límites de t_D se usó para llegar a la siguiente expresión para T_D ,

$$T_D = 1.1281 t_D \left[1 - 0.3 t_D \right] \text{ si } t_D \leq 1.5 \quad (3.8.19)$$

$$T_D = \left[0.4063 + 0.5 \ln(t_D) \right] \left[1 + \frac{0.6}{t_D} \right] \text{ si } t_D > 1.5$$

3.8.4 Discusión sobre la solución T_D .

Comparación de la Solución Aproximada y la Solución Exacta de T_D . Para comparar las dos soluciones, los valores de T_D fueron calculados usando las ecuaciones (3.8.19) y (3.8.11) y se presentan en la Tabla 3.1. La tabla también da los valores de la función $f(t)$ calculada de Ramey⁴³ usando la aproximación log-lineal.

La Tabla 3.1 muestra la buena concordancia entre la solución rigurosa y la aproximada, excepto para los valores de t_D alrededor de 1.5. El máximo error de 5.7% ocurre en $t_D=1.5$. Así, la ecuación (3.7.19) es aceptable para los requerimientos de la ingeniería. La tabla también revela que la solución log-lineal de Ramey no podría ser utilizada para valores de t_D menores que 25, lo cual podría representar aproximadamente 250 horas para valores propios de formaciones típicas. Obsérvese que en la Tabla 3.1, los valores de la función de Ramey se evaluaron para los valores correspondientes de t_D (más exacto que la función de tiempo adimensional de Ramey⁴³ usada) así como para ser comparables con el cálculo de T_D en este trabajo.

Comparación de T_D con la función $f(t)$ de Ramey⁴³. En este punto se compara la distribución de la temperatura de la formación (representada por la temperatura adimensional, T_D), propuesta en este trabajo con la adaptación de la

solución de Ramey⁴³ sobre la estimación de la temperatura del fluido en el agujero. La función $f(t)$ en la solución de Ramey⁴³ la cual se presenta en forma gráfica contra $\alpha t/r_{wb}^2$, es análoga a la función T_D propuesta. Ramey⁴³ notó que a grandes tiempos, la función, $f(t)$, está dada por

$$f(t) = -0.290 - \ln \frac{r_{wb}}{2 \alpha t} \quad (3.2.5)$$

Expresada en términos de tiempo adimensional, la ecuación (3.2.5) se reduce a la ecuación (3.8.18) para T_D , por medio de esto se establece la equivalencia para tiempos grandes para la función $f(t)$ de Ramey⁴³ y la función propuesta en este trabajo. Lo que también se hace evidente al revisar la Tabla 3.1.

La igualdad entre $f(t)$ y T_D no es ninguna sorpresa por que ambas funciones estén dirigidas a describir la distribución de la temperatura de la formación y las dos se basen en la misma ecuación diferencial. De cualquier modo, la solución de Ramey⁴³ se obtuvo con una condición límite que no consideró al radio del pozo. Mientras esta consideración no afecta la solución a tiempos grandes (por lo que $f(t)=T_D$, cuando t es grande), también lleva a soluciones diferentes en tiempos pequeños.

Como se notará más tarde, la relación de perfiles propuesta en la ecuación (3.2.5) es sólo válida para tiempos grandes. Desgraciadamente, debido a que sólo la ecuación para $f(t)$ dada en el documento de Ramey⁴³ es la ecuación (3.2.5), algunos autores han aplicado inapropiadamente ésta a casos donde se presentan tiempos pequeños. Por ejemplo, el procedimiento que utiliza a la ecuación (3.2.5) para estimar la temperatura de la formación no alterada a partir de la temperatura de circulación de un lodo una vez que ha cesado la circulación; como lo han propuesto Downdle y Cobb⁶⁰ teóricamente suena ilógico. Similarmente, Seyer y Langdon⁶¹ también utilizaron la ecuación (3.2.5) para estimar la temperatura del

fondo del agujero a partir de las condiciones de superficie en operaciones de vapor cíclico, su método es sospechoso.

Aquí se señala que la suposición que hace Ramey⁴³, respecto a despreciar el diámetro del pozo por pequeño, es muy fuerte para muchos casos de análisis de transición de la presión donde la transición viaja rápidamente dentro de la formación. Para la transferencia de calor, de cualquier modo la transmisión de la transición es mucho más suave, y el tamaño infinito del pozo podría introducir una desviación substancial del modelo en la realidad, especialmente para los primeros tiempos. Considerando por ejemplo, una formación con los siguientes valores en sus propiedades: $k=100\text{md}$, $\phi=0.2$, $C_t=2*10^{-4}/\text{bar}$, $\mu=1\text{cp}$, de donde $\alpha_p=k/(\phi\mu C_t)=0.25\text{ m}^2/\text{s}$. La misma formación típicamente podría tener los siguientes valores de propiedades térmicas. $k=0.24\text{ W/mK}$, $c_p=2\text{ kJ/kgK}$, $\rho=1200\text{ kg/m}^3$, de donde $\alpha=10^{-7}\text{ m}^2/\text{s}$. Este ejemplo claramente ilustra la magnitud del orden de disipación más suave del calor transitorio que la transición de la presión. Así, se recomienda el uso de la solución T_D sobre la función $f(t)$ para el análisis en todos los tiempos de la transición del calor.

3.8.5 TEMPERATURA DEL FLUIDO EN EL FONDO DEL POZO

La temperatura del fondo del pozo está gobernada por el gasto de pérdida de calor de la formación hacia las formaciones circundantes, y ésta está en función de la profundidad y del tiempo de inyección o producción

Balance de Energía del Fluido en el Fondo del Pozo. La pérdida de calor experimentada por el fluido (nitrógeno) en su flujo hacia abajo da como resultado que disminuya su temperatura. Ramey⁴³ realizó un balance de energía sobre el fluido considerando una sola fase. Un balance más riguroso para una longitud diferencial, dz , para un sistema de dos fases podría darse por medio de la siguiente ecuación:

$$\frac{dH}{dz} + \frac{g \sin \theta}{g_c J} + \frac{v}{g_c} \frac{dv}{dz} = \frac{dq}{dz} \quad (3.8.20)$$

donde g_c y J representan apropiadamente los factores de conversión.

La entalpía del fluido H depende de su presión y su temperatura, lo cual permite escribir la siguiente expresión para dH/dz

$$\frac{dH}{dz} = \left(\frac{\partial H}{\partial p} \right)_{T_f} \frac{dp}{dz} + \left(\frac{\partial H}{\partial T_f} \right)_p \frac{dT_f}{dz} = -C_J c_{pm} \frac{dp}{dz} + c_{pm} \frac{dT_f}{dz} \quad (3.8.21)$$

donde C_J es el coeficiente Joule-Thompson, y c_{pm} es el calor específico del fluido a una presión constante. Por la combinación de las ecuaciones (3.8.21) y (3.8.22), se obtiene,

$$\frac{dT_f}{dz} = \frac{1}{c_{pm}} \frac{dH}{dz} + C_J \frac{dp}{dz} = \frac{1}{c_{pm}} \left[\frac{dq}{dz} - \frac{g \sin \theta}{g_c J} \frac{dv}{dz} \right] + C_J \frac{dp}{dz} \quad (3.8.22)$$

La transferencia radial de calor entre el fluido y la tierra circundante puede expresarse en términos del coeficiente total de transferencia de calor. Ramey⁴³ y Willhite⁵⁴ presentaron una discusión detallada, lo cual lleva a la siguiente ecuación para el gasto de transferencia de calor, dq/dz , y la temperatura del fondo del pozo, T_{wb} :

$$\frac{dq}{dz} = - \frac{2\pi r_{io} U_{io}}{W} (T_f - T_{wb}) \quad (3.8.23)$$

El coeficiente total de transferencia de calor basado en el área superficial de la tubería, U_{io} , depende sobre la resistencia al flujo de calor del fluido en la tubería hacia la tierra circundante.

3.8.8 COEFICIENTE TOTAL DE TRANSFERENCIA DE CALOR PARA POZOS

El calor se transfiere desde el fluido del fondo del pozo hacia las formaciones sobrepasando las resistencias ofrecidas por la pared de la tubería, el aislamiento de la tubería, el espacio anular entre tubería y tubería, la tubería de revestimiento y el cemento, como se muestra en la Figura 4.1. Estas resistencias están en serie, y, excepto para el espacio anular, el único mecanismo de transferencia involucrado es la transferencia de calor conductivo. En estado estacionario, el gasto de flujo de calor a través del agujero por unidad de longitud del pozo, dq/dw , puede expresarse como

$$\frac{dq}{dz} = 2\pi r_{to} U_{to} (T_f - T_{wb}) \quad (3.8.24)$$

donde U_{to} se define como el coeficiente total de transferencia de calor en el área transversal de la tubería, y la diferencia de temperaturas entre el fluido del pozo y el pozo-interfaces de la formación, $(T_f - T_{wb})$. Así, el coeficiente total de transferencia de calor para un pozo dado es un parámetro muy importante.

Se considera que la transferencia de calor está en estado estacionario, de aquí que el flujo de calor a través de los elementos anteriormente mencionados deba ser el mismo. Esta consideración de transferencia de calor estacionario permite escribir el gasto de transferencia de calor a través de cada elemento en términos de la diferencia de temperaturas a través del elemento y la resistencia ofrecida por éste. Nótese que la suma del descenso de la temperatura a través de estos elementos es igual a la diferencia de temperaturas entre el fluido y las interfaces formación - agujero nos permite llegar a la siguiente expresión para el coeficiente total de transferencia de calor:

$$\frac{1}{U_{to}} = \frac{r_{to}}{r_{ti} h_i} + \frac{r_{to} \ln(r_{to} / r_{ti})}{k_i} + \frac{r_{to} \ln(r_{ms} / r_{to})}{k_{ms}} + \frac{r_{to} \ln(r_{co} / r_{ci})}{k_{cas}} + \frac{r_{to} \ln(r_{wb} / r_{co})}{k_{cen}} \quad (3.8.25)$$

Muchos de los términos en la ecuación (3.8.25) son fácilmente calculables. Pero aún así, la resistencia a la transferencia de calor ofrecida por el espacio anular, representado por el cuarto término de la ecuación (3.8.25), es algo difícil de estimar.

Finalmente en las referencias se pueden encontrar una mayor diversidad de modelos, que principalmente se encargan de obtener la distribución de temperaturas en pozos productores o en perforación.

CAPÍTULO IV

MÉTODO PARA LA DETERMINACIÓN DEL PERFIL DE TEMPERATURA.

INTRODUCCIÓN

La recuperación secundaria o mejorada de aceite es una de las actividades con mayor aplicación en la industria petrolera cuando el barrido de los hidrocarburos no ha sido homogéneo durante la explotación del yacimiento, o simplemente cuando es sumamente necesario aplicar una técnica que permita llevar a la superficie a estos hidrocarburos. Entre los métodos existentes para la recuperación secundaria de hidrocarburos están aquellos en los que se inyecta vapor al yacimiento o termales; también están los que pretenden mantener la presión del mismo a través de la inyección en el acuífero asociado o en su caso al casquete de gas; sin embargo son los termales los que hasta ahora han tenido mayor éxito y por lo tanto son los más populares. Estos métodos termales están basados en un principio el cual establece que el incremento o decremento en la temperatura implica o causa una reducción considerable en la viscosidad del aceite; es decir que el incremento o la reducción de la viscosidad junto a otros parámetros incidirán directamente en la optimización y dirección de los proyectos de recuperación de aceite o de mantenimiento de la presión de un yacimiento. La inyección de vapor es de los métodos que se aplican a la recuperación de aceite pesado o brea. Como el fluido húmedo es inyectado hacia el yacimiento a través de la tubería de producción o por el espacio anular hacia la formación, se da la transferencia de calor de o hacia la tierra circundante como un resultado de la diferencia de la temperatura geotérmica y la del fluido inyectado. Para evaluar lo factible de un proyecto de inyección, es razonable estimar la cantidad efectiva de

calor acarreada por el fluido, su temperatura, la presión de la cara de la formación, y la calidad del fluido es muy importante.

El proceso de inyección de vapor impone varias condiciones de operación en los pozos de inyección. Gates y Holmes⁶³, presentaron una excelente referencia sobre su experiencia de campo en los cuales se involucran los métodos de terminación de pozos. Las fallas en las tuberías de revestimiento generalmente ocurren en las juntas debido a las elongaciones o acortamientos ocasionadas por los esfuerzos termales. El equipo de terminación constituye una proporción significativa en el costo de un proyecto de impacto termal. Por economía se requiere que el diseño de terminación debiera permitir un mínimo de pérdida de calor en el equipo del agujero, donde la temperatura debe mantenerse baja para prevenir daños. La clave para analizar apropiadamente los esfuerzos en las instalaciones para la recuperación termal, es conocer la temperatura involucrada.

De esta forma, y con las condiciones dadas para: una masa dada, gasto, diseño de terminación, calidad, y el gradiente geotérmico; el problema se puede simplificar, entonces, ¿cuál es la temperatura del fluido inyectado en función de la profundidad y del tiempo? Resolviendo este problema, se puede responder qué tanto calor se pierde hacia los alrededores y, así, conocer el incremento o el decremento de la temperatura del equipo en el agujero; mediante un modelo apropiado que considere las propiedades térmicas de cada uno de los materiales que conforman el equipo del pozo; de tal forma que todas las conductividades térmicas estén incluidas en el momento en que se determine las transferencias de calor.

La evaluación de la transferencia de calor por cada elemento y cada fluido que se encuentre en los espacios anulares del pozo, permitirán que el cálculo del gasto de calor, ya sea positivo o negativo, hacia la formación sea representativo y valide así mismo al modelo propio.

4.1 REVISIÓN DEL MODELO MATEMÁTICO

Los primeros trabajos se basaron en soluciones analíticas con el concepto de línea fuente —en el que se considera al pozo de aceite como un cilindro con longitud infinita en un medio infinito. Moss y White⁶⁴, derivaron una ecuación para el cálculo de la temperatura durante la inyección del agua caliente como una función del tiempo, t . Para lo cual consideraron lo siguiente.

1. Las propiedades físicas del fluido y la formación fueron independientes de la profundidad y de la temperatura.
2. Los factores de transferencia de calor para la terminación fueron ignorados.
3. Las pérdidas de energía por fricción y cinética son despreciables.
4. La transferencia de calor en el fondo del pozo se consideró en estado estacionario.

La consideración 4 es inherente a todos los modelos subsecuentemente desarrollados. Si se compara el calor absorbido por el pozo con la transferencia de calor a través del mismo, es posible que la consideración sea válida, excepto para tiempos cortos. Holst y Flock⁶⁵, discutieron con más detalle este punto.

Ramey⁴³, extendió el algoritmo de Moss y White⁶⁴ para incorporar el coeficiente de transferencia de calor. Todos los cálculos de transferencia de calor se basaron sobre el trabajo de McAdams⁶⁷. Quien considera; (1) que el calor fluye radialmente alejándose del pozo, (2) pérdida del estado estacionario en el fondo del pozo, y (3) las constantes de las propiedades térmicas y físicas.

La función de transferencia de calor se basó en la solución para la ecuación de difusividad de Carslaw y Jaeger⁶⁹. En particular, McAdams⁶⁸ consideró: (1) una fuente cilíndrica emitiendo calor a un flujo constante, (2) una fuente cilíndrica

emitiendo calor a una temperatura constante, y (3) una fuente cilíndrica emitiendo calor bajo condiciones límite de radiación.

El análisis de Ramey⁴³ consideró el uso de un gas perfecto y que tampoco existió el cambio de fase. Satter⁶⁹, extrapoló el modelo de Ramey⁴³ a los casos de inyección de vapor, en el cual se calculó la calidad de un fluido condensado como una función del tiempo t y de la profundidad z . La aproximación utilizada fue prácticamente la misma que la de Ramey⁴³ y así, la temperatura y la presión del fluido se mantuvo constante.

Todos los modelos discutidos en el capítulo III han considerado al sistema físico como un todo. Flock y Holst⁶⁵ dividieron el sistema dentro del fluido, el pozo, y la formación. Estas partes fueron entonces unidas por el flujo de calor. Los subsecuentes modelos de Pacheco y Farouq Ali⁵², y Farouq Ali⁵⁷ se diseñaron de la misma manera. Flock y Holst⁶⁵ mejoraron entonces los modelos de Ramey⁴³ y Satter al agregar los cálculos para la corriente de presión- que no es más que la inclusión de los efectos de la fricción y de la energía cinética. El modelo de Pacheco y Farouq Ali⁵² mejora la exactitud de los cálculos de la pérdida de calor por la inclusión también de cálculos para la presión de vapor y la calidad. El modelo no consideró el concepto de resbalamiento o de regímenes de flujo el cual podría ocurrir durante el flujo en dos fases en una tubería vertical. Finalmente, el coeficiente total de transferencia de calor se basó en el método de Willhite⁵⁴:

Farouq Ali⁵⁷, propuso un modelo comprensivo para la combinación de los modelos previos de Pacheco y Farouq Ali⁵² con las correlaciones estándar para el flujo bifásico contando con el concepto de resbalamiento y el de regímenes de flujo.

Además en el modelo de Farouq Ali⁵⁷, la pérdida de calor en los alrededores se trató de una manera muy rigurosa. También debe notarse, que la consideración de la transferencia de calor en el pozo se encuentra en estado

estacionario y éste aún es inherente al modelo. El modelo matemático resultante consiste de un juego de ecuaciones algebraicas, ordinarias, parciales y diferenciales. Farouq Ali⁵⁷ resolvió el sistema de ecuaciones con un esquema numérico.

El modelo matemático que se presenta en este trabajo es muy cercano al modelo presentado por Farouq Ali⁵⁷, pero difiere en el procedimiento de solución. El tratamiento analítico de la ecuación bidimensional (2D) de la conducción de calor transitorio, permite una simple superposición en el algoritmo y dentro del mismo tiempo dominante, pero también permitiendo las características del procedimiento de cálculo de caídas de presión en tuberías durante la presencia de flujo multifásico.

El modelo se comparó con todos los modelos precedentes, y los resultados de estas comparaciones pueden ser verificadas en la referencia. Para el caso de la inyección de nitrógeno, donde sólo se maneja una sola fase, este procedimiento se ve inalterado al no considerar conceptos tales como el del resbalamiento o el de régimen de flujo; pues este último es y se considera siempre como flujo turbulento

4.2 TEORÍA DEL MÉTODO.

El modelo físico que se propone consiste de tres secciones que dan como resultado tres juegos de ecuaciones. Las tres secciones son (1) el fluido fluyendo (para el caso se considerará que el flujo es turbulento), (2) el espacio anular entre la tubería de producción y la tubería de revestimiento, el espesor de pared de la tubería, y el cemento, y (3) la formación que rodea al cemento. El modelo y los parámetros correspondientes se ilustran en la Figura 4.1 y 4.2. La transferencia de calor del flujo del fluido hacia la interfase cemento / formación se considera en estado estacionario, mientras que la transferencia de calor en la vecindad de la formación, fue descrita por la ecuación tridimensional (3D) trascendental de la

conducción de calor. El flujo de calor a través de los límites de la sección sirve como el parámetro que interrelaciona las tres secciones.

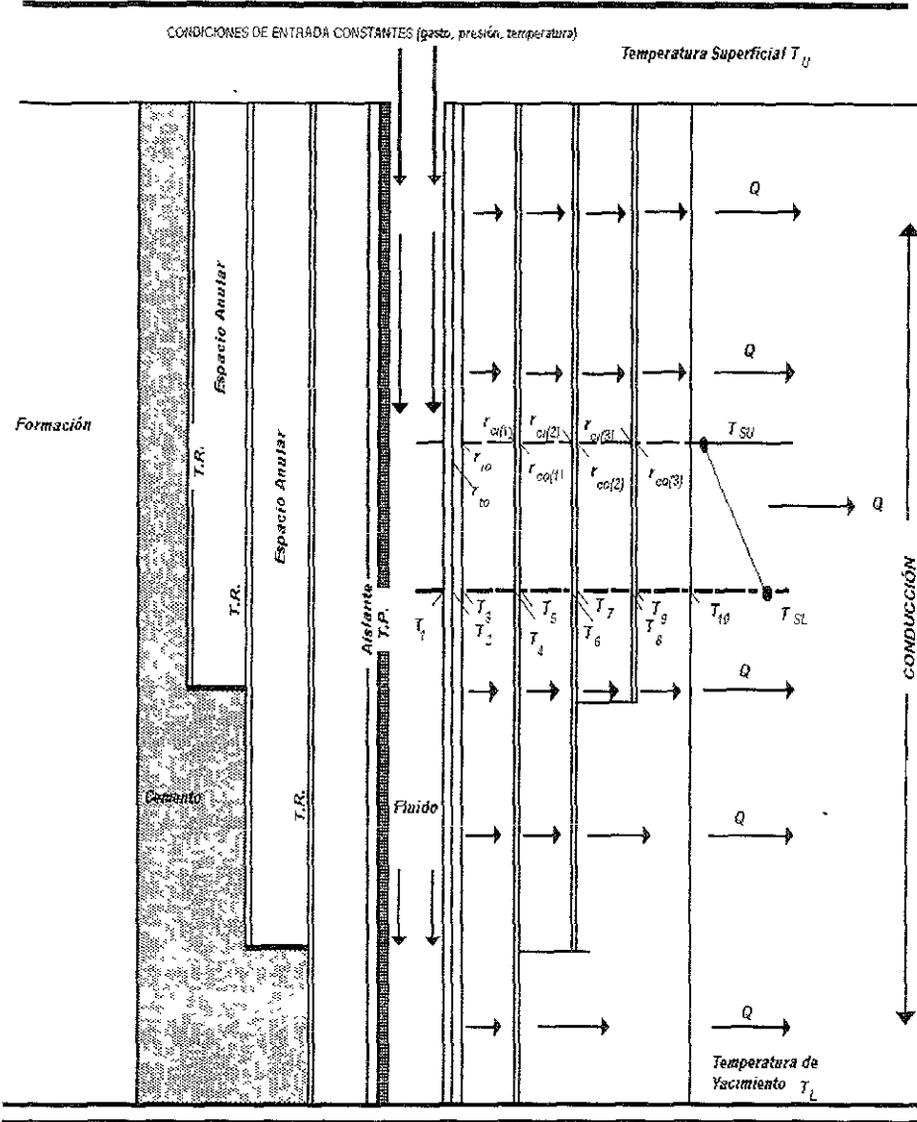


FIGURA 4.1 Diagrama del sistema físico⁷⁹.

ESTA TESIS NO SALE
DE LA BIBLIOTECA

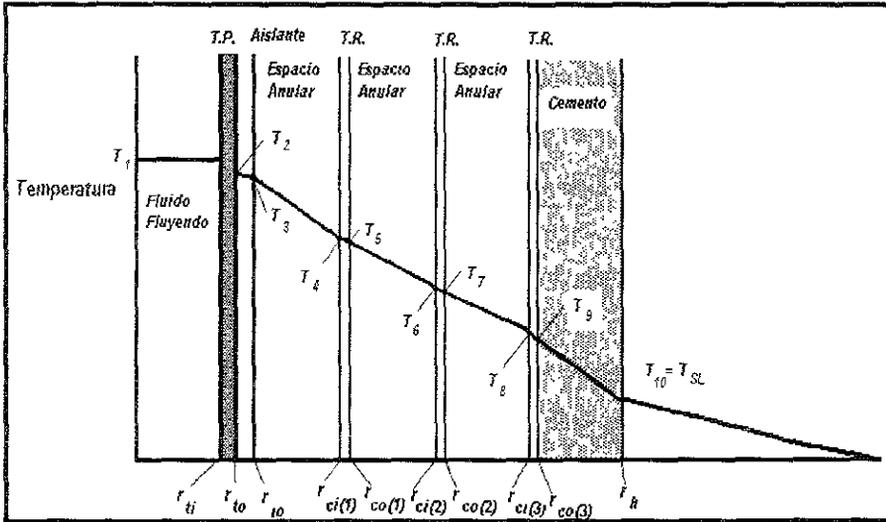


FIGURA 4.2 Distribución de la temperatura en una terminación con espacio anular⁷⁹.

4.3 EL FLUIDO

El objetivo es disponer de un medio de cálculo tanto de la presión como del perfil de temperaturas y al mismo tiempo se realice las iteraciones necesarias y adecuadas entre las dos variables. El gradiente de presión es dependiente de la temperatura del fluido directamente a través de los cálculos de viscosidad y densidad. El gradiente de temperatura depende de la presión para la curva de saturación del nitrógeno.

Suponiendo que en el pozo, el flujo del fluido se encuentra en estado estacionario, las ecuaciones de estado estacionario y momento se combinaron para obtener la ecuación del gradiente de presión. Para producción, la ecuación es

$$\frac{dp}{dz} = \frac{[\rho_L y_L + \rho_g(1 - y_L)]g \cos\theta + \tau_r}{1 - E_K} \quad (4.1-A)$$

mientras que la ecuación para la inyección es

$$\frac{dp}{dZ} = \frac{[\rho_l y_L + \rho_g (1 - y_L)]g \cos \theta - \tau_f}{1 - E_K} \quad (4.1-B)$$

y que para el caso de la inyección de nitrógeno se reduce al eliminar la densidad del líquido y el colgamiento del mismo.

$$\frac{dp}{dZ} = \frac{[\rho_g]g \cos \theta - \tau_f}{1 - E_K} \quad (4.1-C)$$

donde τ_f es el término del gradiente de fricción el cual está dado por

$$\tau_f = \frac{f_w \rho V^2}{2gd}$$

La ecuación (4.1a), fue dada por Gould et al.⁷⁶ y Beggs y Brill⁶⁹. Los efectos del gradiente de aceleración son muy pequeños sobre los gastos de flujo donde los patrones de flujo que se encontraron fueron burbuja y bache; los cuales son despreciables. Para flujos a altas velocidades, E_K es aproximado por el método de Beggs y Brill⁶⁹:

$$E_K = [\rho_l y_L + \rho_g (1 - y_L)] v_M v_{sc} / p \quad (4.2)$$

y para el caso de una sola fase el término por aceleración se redujo a

$$E_K = \frac{\rho_g V_g^2}{p} \quad (4.2-A)$$

debido a que no se presenta velocidad de líquido, la velocidad de la mezcla es igual a la velocidad superficial del gas.

Para el caso de dos fases, el trabajo se basó en el mapa de patrones de flujo propuesto por Duns y Ross⁷⁰, el cual se usó para determinar el régimen de flujo prevaleciente. Las correlaciones de flujo en dos fases que predicen el componente de fricción del gradiente de presión, r_f , y el colgamiento del líquido, v_f , fueron desarrolladas por Aziz⁷¹ para regímenes burbuja y bache, mientras que Duns y Ross⁷⁰, lo hicieron para regímenes de transición y niebla.

Un balance de energía para un fluido fluyendo da

$$\frac{d}{dZ} \left(i_M + \frac{V_M^2}{2} - gZ \cos\theta \right) = -\frac{Q}{W} \quad (4.3)$$

Para un sistema saturado la entalpía total de una mezcla de dos fases i_M es una función de las entalpías de cada fase (i_l e i_s) y la calidad f_S .

$$i_M = i_s f_S + i_l (1 - f_S) \quad (4.4)$$

las entalpías de cada fase i_s e i_l se pueden expresar por las funciones de aproximación de presión dadas por Farouq Ali⁵⁷.

$$i_l = 91p^{0.2574} \quad (4.5)$$

y

$$i_s = 1119p^{0.01267} \quad (4.6)$$

cerca de la región crítica, los errores en estas aproximaciones son inaceptables, y se toman valores para i_l e i_s directamente de tablas de vapor. En el caso de inyección de nitrógeno se optó por tomar en un principio las tablas del nitrógeno sobre calentado; como una posible determinación de la temperatura, tal y como lo sugiere el actual modelo, pero esta determinación incrementa el margen de error, pues para dicha lectura es necesario realizar constantemente una doble interpolación lineal. Sin embargo, se puede determinar la temperatura existente de acuerdo a la correlación desarrollada por Philip D White y Jon T. Moss⁴¹, y en la cual se determina la temperatura en la formación y en la tubería de revestimiento.

4.4 El espacio anular entre la tubería de producción y la tubería de revestimiento, el espesor de la pared de la tubería y el cemento.

Suponiendo flujo radial y estacionario en el pozo, el calor radial transferido a través de cualquier parte del pozo debe ser igual. La ecuación desarrollada por Durrant y Thambinayagam⁷⁹ es

$$Q = 2\pi r_{Dio} U (T - T_{con}) \quad (4.7)$$

mientras que la desarrollada White y Moss⁴¹ y utilizada en el programa de cómputo es

$$Q = \frac{2\pi r_{io} U K_e}{[K_e + r_{io} U T_o]} \left[(T_o - b)z - \frac{az^2}{2} \right] \quad (4.8)$$

en esta sección, la transferencia de calor puede ocurrir por radiación, convección, y conducción. El coeficiente de transferencia total de calor U considera la red de resistencia hacia el flujo de calor ofrecido por el fluido fluyendo, la pared de la tubería de producción, los fluidos o sólidos en el espacio anular entre la tubería de producción y la tubería de revestimiento, y el cemento.

Todas las discusiones del concepto del coeficiente de transferencia de calor se listan en las referencias 6, 20 y 21. La ecuación del coeficiente total de transferencia de calor desarrollada por Willhite⁵⁴ es buena. La forma generalizada aplicable a múltiples tuberías de esta ecuación y con referencia a la Figura 4.1, es

$$U = \frac{1}{r_{Dro}} \left[\ln \frac{r_{Dro}}{r_{Du}} + \sum_{i=1}^{N_{cg}} \ln \frac{r_{Dco(i)}}{r_{Dco(i)}} + \sum_{i=1}^{N_{lwo}} \ln \frac{r_{Dco(i)}}{r_{Dco(i)}} + \sum_{i=1}^{N_{lwo}} \frac{1}{r_{Dco(i)}(h_c + h_r)} + \ln \frac{r_{Dins}}{r_{Dro}} + \ln \frac{r_{Dh}}{r_{Dco}(N_{cg})} \right]^{-1} \quad (4.9)$$

Los coeficientes de transferencia de calor de convección y radiación h_c y h_r son funciones no lineales de la temperatura.

4.5 LA FORMACIÓN.

El flujo de calor de las interfaces cemento y formación, hacia la formación se describe por la siguiente ecuación transitoria de la conducción de calor bidimensional.

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial T_f}{\partial r} \right) + \frac{\partial^2 T_f}{\partial Z^2} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T_f}{\partial t} \quad (4.10)$$

Las condiciones iniciales y de frontera se listan a continuación.

- 1 La temperatura de la formación circundante es inicialmente una función sólo de la profundidad.
- 2 La temperatura de la formación cerca de la cabeza del pozo está en función sólo del tiempo.

3. La temperatura de la formación cercana al fondo del pozo está en función sólo del tiempo.
4. El flujo de calor en las interfases cemento y formación está dada por la ley de Fourier de la conducción de calor.
5. La temperatura en los límites externos o infinitos no es afectada por el disturbio de la temperatura en las interfases cemento y formación.

Estas condiciones se pueden escribir matemáticamente de la forma siguiente.

$$T_i = T_u(0) + \beta Z \text{ en } t = 0,$$

$$T_i = T_u(t) \text{ en } Z = 0 \text{ para } r \geq r_{Dcem} \text{ y } t > 0,$$

$$T_i = T_i(t) \text{ en } Z = 1 \text{ para } r \geq r_{Dcem} \text{ y } t > 0,$$

$$Q(t) = -2\pi r k_{he}(Z) (\partial T_i / (\partial r)) \text{ en } r = r_{Dcem} \text{ para } 0 < Z \leq 1 \text{ y } t > 0,$$

$$\text{y } (\partial T_i / (\partial r)) \rightarrow 0 \text{ como } r \rightarrow \infty.$$

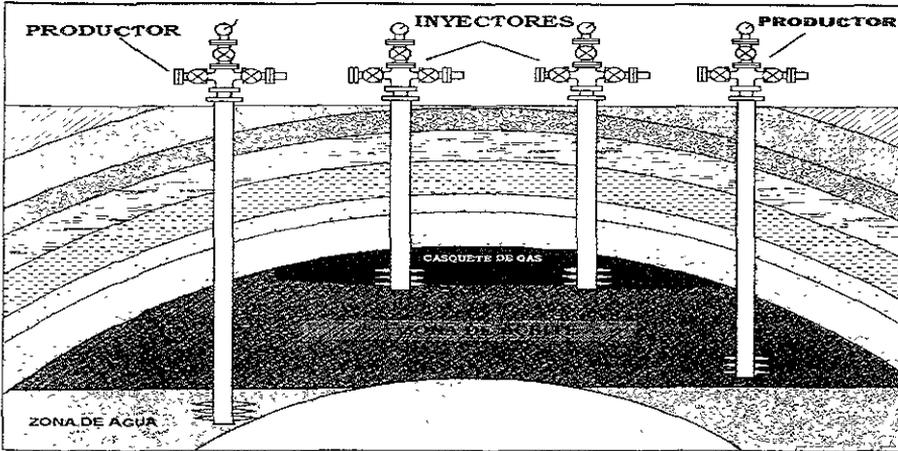


FIGURA 4.3 Diagrama de pozos de inyección de nitrógeno al yacimiento⁷⁷.

4.6 PROCEDIMIENTO DE SOLUCIÓN.

Para el caso de que se inyectara o se llegaran a producir mezclas, se deben determinar los patrones de flujo punto por punto a lo largo del conducto de flujo (tubería de producción o el espacio anular que hay entre las tuberías de revestimiento y la de producción). Y en el caso de que se considere sólo una fase, está no contemplará ni los patrones de flujo ni las propiedades de flujo de otra fase. Además, las ecuaciones que van desde la (4.1) hasta la (4.10) no son lineales y no presentan una solución analítica directa.

La discretización de las ecuaciones del gradiente de presión ecuaciones (4.1a y 4.1b) y la ecuación de energía (4.3), dan como resultado lo siguiente. Para el caso de inyección

$$\Delta p = \frac{[\rho_L y_L + \rho_g (1 - y_L)] g \text{ sen } \theta - \tau_f}{1 - E_K} \Delta Z$$
. Si se considerara bifásico el fluido de inyección; pero para el caso de inyección de nitrógeno y esté sólo en la fase gas, la ecuación queda de la forma siguiente:

$$\Delta p = \frac{[\rho_g] g \text{ sen } \theta - \tau_f}{1 - E_K} \Delta Z \quad (4.11-A)$$

mientras que para producción,

$$\Delta p = \frac{[\rho_L y_L + \rho_g (1 - y_L)] g \text{ sen } \theta + \tau_f}{1 - E_K} \Delta Z \quad (4.11-B)$$

la ecuación de energía entonces se vuelve

$$\Delta t_w = g \Delta Z \text{ sen } \theta - \frac{\Delta v_w^2}{2} - \frac{Q \Delta Z}{w} \quad (4.12).$$

Para un incremento de longitud dado, ΔZ , y asumiendo T_{sr} , T_{sl} , y Q (de 2 hasta 4 condiciones de frontera en la ecuación (4.10)) para permanecer constante, la ecuación diferencial parcial de segundo orden se resolvió analíticamente por el uso sucesivo de las transformaciones finitas de Fourier y de Laplace. La primera transformación remueve la variable del tiempo y la segunda remueve la variable del espacio finito, la coordenada vertical Z . La solución general de la ecuación diferencial de segundo grado se obtiene mediante técnicas analíticas comunes. Con las condiciones iniciales y de frontera, las constantes arbitrarias de esta solución se expresan en términos de variables de transformación. La solución final del problema se obtiene por aplicaciones sucesivas de los procedimientos de la inversa de Laplace y la transformada de Fourier. La solución se verifica por la aplicación de las condiciones de frontera y por substitución directa en la ecuación diferencial parcial original.

La temperatura en la interfase formación - cemento como una función del tiempo (para el tiempo dependiente de Q) se puede obtener por :

$$T_{ci} = T_F - \frac{Q}{2\pi r_{ci} U \Delta L} \quad (4.13)$$

$$T_h = T_F - \frac{Q}{2\pi r_{ci} U \Delta L} \quad (4.14)$$

donde T_h es la temperatura de dicha interfase; y la temperatura del fluido se calcula por medio de la ecuación (3.2.1-A).

El procedimiento que se siguió, difiere con el propuesto por Durrant y Thambinayagam⁷⁹, debido a que estos últimos proponen una solución para $f(t)$, mediante el desarrollo de la función $G(t_{Dv} - t_{Dv-1}, \xi)$ y la cual está dada por la ecuación del apéndice C-14.

DETERMINACIÓN DEL PERFIL DE TEMPERATURAS EN POZOS INYECTORES DE NITRÓGENO

T_D	$G(t_D, 0.0)$	$G(t_D, 0.01)$	$G(t_D, 0.02)$	$G(t_D, 0.03)$	$G(t_D, 0.04)$	$G(t_D, 0.05)$	T_D
0	0	0	0	0	0	0	0
0.001	0.173	0.173	0.173	0.173	0.173	0.173	0.001
0.002	0.243	0.243	0.243	0.243	0.243	0.243	0.002
0.003	0.297	0.297	0.297	0.297	0.297	0.297	0.003
0.004	0.341	0.341	0.341	0.341	0.341	0.341	0.004
0.006	0.415	0.415	0.415	0.415	0.415	0.415	0.006
0.008	0.477	0.477	0.477	0.477	0.477	0.477	0.008
0.01	0.531	0.531	0.531	0.531	0.531	0.531	0.01
0.02	0.739	0.739	0.739	0.739	0.739	0.739	0.02
0.03	0.893	0.893	0.893	0.893	0.893	0.893	0.03
0.04	1.021	1.021	1.021	1.021	1.02	1.02	0.04
0.06	1.229	1.229	1.229	1.223	1.226	1.228	0.06
0.08	1.399	1.399	1.398	1.398	1.398	1.397	0.08
0.1	1.545	1.544	1.544	1.544	1.544	1.543	0.1
0.2	2.085	2.085	2.085	2.084	2.083	2.031	0.2
0.3	2.469	2.469	2.468	2.467	2.465	2.462	0.3
0.4	2.775	2.775	2.773	2.771	2.768	2.765	0.4
0.6	3.255	3.254	3.252	3.248	3.243	3.236	0.6
0.8	3.631	3.63	3.626	3.621	3.613	3.604	0.8
1	3.943	3.941	3.937	3.93	3.92	3.907	1
2	5.025	5.021	5.011	4.993	4.969	4.939	2
3	5.733	5.727	5.71	5.521	5.542	5.593	3
4	6.266	6.258	6.234	6.194	6.139	6.07	4
6	7.056	7.045	7.006	6.941	6.854	6.746	6
8	7.646	7.627	7.572	7.483	7.363	7.213	8
10	8.114	8.09	8.02	7.906	7.754	7.571	10
20	9.631	9.579	9.427	9.19	8.89	8.549	20
30	10.552	10.471	10.239	9.887	9.46	9	30
40	11.218	11.107	10.796	10.339	9.806	9.259	40
60	12.159	11.999	11.537	10.897	10.203	9.545	60
80	12.851	12.623	12.02	11.228	10.424	9.706	80
100	13.384	13.098	12.363	11.446	10.567	9.817	100
200	15.053	14.487	13.221	11.939	10.915	10.126	200
300	15.037	15.218	13.57	12.144	11.095	10.3	300
400	16.737	15.667	13.761	12.276	11.22	10.421	400
600	17.726	16.218	13.98	12.454	11.892	10.586	600
800	18.429	16.537	14.116	12.579	11.511	10.699	800
1000	18.976	18.744	14.215	12.573	11.601	10.783	1000

TABLA 4.1a. Valores de la función $G(t_D, \xi)$, propuesta por Durrant y Thambinayagam⁷⁹

El error que se ha arrastrado por la consideración de que las constantes, T_w , y T_s , son despreciables para tiempos cortos siempre y cuando los intervalos de tiempo sean lo suficientemente pequeños.

DETERMINACIÓN DEL PERFIL DE TEMPERATURAS EN POZOS INYECTORES DE NITRÓGENO

T_D	$G(t_D, 0.06)$	$G(t_D, 0.07)$	$G(t_D, 0.08)$	$G(t_D, 0.09)$	$G(t_D, 0.1)$	$G(t_D, 0.15)$	T_D
0	0	0	0	0	0	0	0
0.001	0.173	0.173	0.173	0.173	0.173	0.173	0.001
0.002	0.243	0.243	0.243	0.243	0.243	0.243	0.002
0.003	0.297	0.297	0.297	0.297	0.297	0.297	0.003
0.004	0.341	0.341	0.341	0.341	0.341	0.341	0.004
0.006	0.415	0.415	0.415	0.415	0.415	0.415	0.006
0.008	0.477	0.477	0.477	0.477	0.477	0.477	0.008
0.01	0.531	0.531	0.531	0.531	0.531	0.531	0.01
0.02	0.739	0.738	0.738	0.738	0.738	0.737	0.02
0.03	0.893	0.893	0.893	0.892	0.892	0.891	0.03
0.04	1.02	1.02	1.02	1.019	1.019	1.016	0.04
0.06	1.228	1.227	1.227	1.226	1.226	1.221	0.06
0.08	1.397	1.396	1.396	1.395	1.394	1.388	0.08
0.1	1.542	1.541	1.541	1.539	1.538	1.53	0.1
0.2	2.079	2.077	2.075	2.072	2.069	2.048	0.2
0.3	2.459	2.455	2.451	2.446	2.441	2.405	0.3
0.4	2.76	2.754	2.748	2.741	2.733	2.681	0.4
0.6	3.229	3.219	3.208	3.196	3.183	3.097	0.6
0.8	3.592	3.579	3.562	3.546	3.526	3.405	0.8
1	3.892	3.873	3.853	3.83	3.805	3.647	1
2	4.903	4.86	4.813	4.761	4.704	4.372	2
3	5.534	5.467	5.392	5.311	5.224	4.742	3
4	5.989	5.897	5.796	5.637	5.572	4.966	4
6	6.521	6.432	6.332	6.174	6.012	5.223	6
8	7.051	6.868	6.676	6.478	6.279	5.372	8
10	7.365	7.144	6.915	6.634	6.457	5.474	10
20	8.18	7.831	7.438	7.168	6.871	5.76	20
30	8.543	8.113	7.721	7.369	7.056	6.924	30
40	8.74	8.272	7.359	7.497	7.179	6.04	40
60	8.964	8.464	8.038	7.67	7.35	6.201	60
80	9.089	8.591	8.161	7.792	7.47	6.312	80
100	9.198	8.637	8.255	7.885	7.562	6.396	100
200	9.493	8.98	8.543	8.168	7.837	6.634	200
300	9.667	9.145	8.702	8.321	7.985	6.755	300
400	9.784	9.253	8.81	8.423	8.083	6.833	400
600	9.942	9.407	8.952	8.557	8.209	6.93	600
800	10.048	9.506	9.044	8.543	8.29	6.993	800
1000	10.126	9.578	9.111	8.705	8.347	7.039	1000

TABLA 4.1b. Valores de la función $G(t_D, \xi)$, propuesta por Durrant y Thambinayagam⁷⁹.

Los valores de las Tablas 4.1a y 4.1b de la función $G(t_D, \xi)$ se describen detalladamente en el Apéndice C y se muestran tanto en forma tabular como en forma gráfica (ver Figura 4.4) en el modelo de Durrant y Thambinayagam⁷⁹, sin embargo, se utilizaron en este caso las ecuaciones propuestas por Hasan⁵⁸⁻⁵⁹

(3.7.19); la cual, evita el cálculo de $\xi = \frac{r_{10cm}^2 \sqrt{\pi}}{L}$, y posteriormente el algoritmo de lectura de los datos de la tabla.

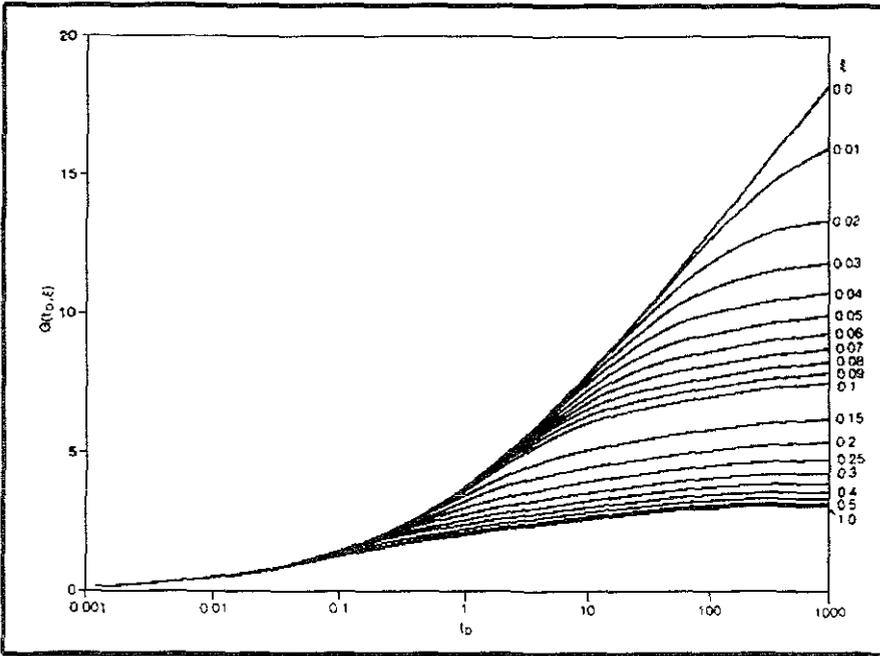


FIGURA 4.4. La función $G(t_b, \xi)$ propuesta por Durrant y Thambynayagam⁷⁹

CAPÍTULO V

PROGRAMA DE CÓMPUTO

INTRODUCCIÓN

En este capítulo se intenta reproducir los perfiles de presión y temperatura, en pozos inyectores de nitrógeno a través de un programa de cómputo. El algoritmo se basó en el modelo desarrollado por Durrant y Thambinayagam⁷⁹; y para evitar la lectura de datos del tiempo adimensional propuestos por Durrant y Thambinayagam, se adaptaron al modelo las ecuaciones de Hasan y Kabir⁵⁸⁻⁵⁹. Mientras que para el cálculo de las caídas de presión, se siguió y el proceso propuesto por Beggs y Brill³.

Es necesario también señalar que el método de cálculo para la transferencia de calor, se realizó de acuerdo a lo desarrollado por Moss y White⁴⁴; por lo que no se siguió todo el proceso iterativo propuesto por Durrant y Tambynayagam⁷⁹.

Para el cálculo de la función tiempo propuesta por Ramey⁴³ y modificada por Durrant y Thambinayagam⁷⁹ se utilizará la propuesta por Hasan y Kabir⁵⁸⁻⁵⁹; para los cálculos en los que interviene; para la determinación de la transferencia de calor y la temperatura en la tubería de revestimiento se utilizaron las ecuaciones propuestas por Moss y White⁴⁴.

El programa se desarrolló en lenguaje Visual Fortran Versión 5.0. A continuación se detalla el proceso iterativo, el diagrama de flujo, la guía de uso y una corrida de aplicación.

5.1 Procedimiento de Cálculo

El procedimiento de cálculo en su primera parte es igual a la propuesta por Beggs y Brill⁷⁷, para el cálculo de las caídas de presión a lo largo de toda la tubería de producción, el cual es el indicado por el modelo propuesto por Durrant y Thambynayagam⁷⁹.

En el cálculo de la función $f(t)$ se utilizaron las ecuaciones propuestas por Hasan y Kabir⁵⁸⁻⁵⁹ debido a que el modelo desarrollado por él contempla tiempos menores a siete días, la cual es la única restricción a la función desarrollada por Ramey⁴³. Sin embargo, las ecuaciones propuestas por Hasan y Kabir⁵⁸⁻⁵⁹, consideran en su cálculo dicha función. Durrant y Thambynayagam⁷⁹, desarrollaron la función $G(t_{DN} - t_{Dj-1}, \xi)$, la cual involucraría una constante lectura de una base de datos propuesta en la Tabla 4.1; de tal forma que se procedió a calcular continuamente las ecuaciones propuestas por Hasan y Kabir⁵⁸⁻⁵⁹.

Para la determinación de la transferencia de calor se utilizaron las ecuaciones propuestas por Moss y White⁴⁴, ya que la determinación de la temperatura en cada intervalo no involucra el cálculo de la entalpía ni la lectura de la temperatura en el diagrama de fases, como lo proponen Durrant y Thambynayagam⁷⁹, ni el interpolar constantemente las tablas del nitrógeno sobrecalentado para la determinación de la temperatura. Al proponer sus ecuaciones Moss y White⁴⁴, lo hicieron pensando en una sola fase, calculando directamente la temperatura de la formación y de la última tubería de revestimiento o de la tubería de inyección o producción.

De esta forma el procedimiento de cálculo no varía de lo propuesto por Durrant y Thambynayagam⁷⁹, tan solo en la aplicación de las ecuaciones y evitando la generación de bases de datos, por lo de más el método es el mismo.

De acuerdo a lo anterior, el proceso iterativo queda conformado de la siguiente forma:

1. A partir de una p y L dadas, fijar una Δp y se obtiene:

$$p_2 = p_1 + \Delta p \text{ y } p = p_1 - \frac{\Delta p}{2} \quad (5.1)$$

2. Con el gradiente de temperatura se obtiene la temperatura media en toda la longitud del pozo:

$$T = (\text{Gradiente geotérmico} \times \text{profundidad total}) / 2 \quad (5.2)$$

3. Calcular para las condiciones medias (P, T), las propiedades del nitrógeno.

$$Z = \frac{Pv}{RT} \quad (5.3)$$

$$\rho_{Nit} = \frac{pM}{ZRT} \quad (5.4)$$

$$\mu_{nit} = K \times 10^{-4} e^{\left\{ X \left(\rho_{Nit}^{0.62428} \right) \right\}} \quad (5.5)$$

donde

$$K = \frac{(9.4 + 0.5794\gamma_{Nit})(T + 460)^{1.5}}{209 + 550.4\gamma_{Nit} + (T + 460)} \quad (5.6)$$

$$Y = 2.4 - 0.2X \quad (5.7)$$

$$X = 3.5 + \frac{986}{(T + 460)} + 0.2897\gamma_{Nit} \quad (5.8)$$

4. Calcular la velocidad superficial del nitrógeno con

$$V_{SNu} = \frac{Gastoiny}{Area} \quad (5.10)$$

5. Determinar el número de Reynolds

$$NRe = \frac{1488 \rho_{Nu} V_{SNu} d}{\mu_{Nu}} \quad (5.11)$$

6. Calcular f_p con

$$f_n = \left[2 \log \left[\frac{NRe}{4.5253 \log NRe - 3.8215} \right] \right]^{-2}$$

el término f_p esta en función del colgamiento y del término f_n ; al no existir colgamiento, la variable que relaciona el cociente $\frac{f_p}{f_n} = e^0$, es 1 por lo que f_p y f_n son iguales entonces:

$$f_p = \left[2 \log \left[\frac{NRe}{4.5253 \log NRe - 3.8215} \right] \right]^{-2} \quad (5.12)$$

7. Se obtiene el término por aceleración E_k .

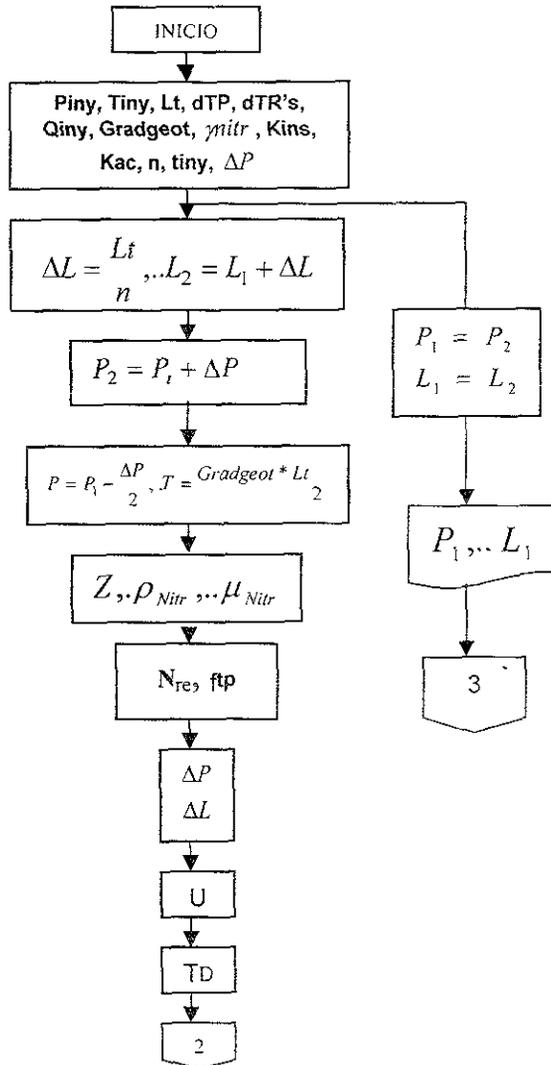
8. Se determina Δl y con esta la Δp correspondiente, a través de la ecuación (4.1-C).

9. Se obtiene el valor TD y se calcula el coeficiente global de transferencia de calor U, con las ecuaciones (3.7.19) y (4.9).

10. Se obtiene la transferencia de calor Q en el intervalo con la ecuación (4.89).

11. Finalmente se obtiene la temperatura del fluido, la formación y en la tubería de revestimiento con las ecuaciones (3.2 1-A), (4.13) y (4.14).

5.2 Diagrama de flujo



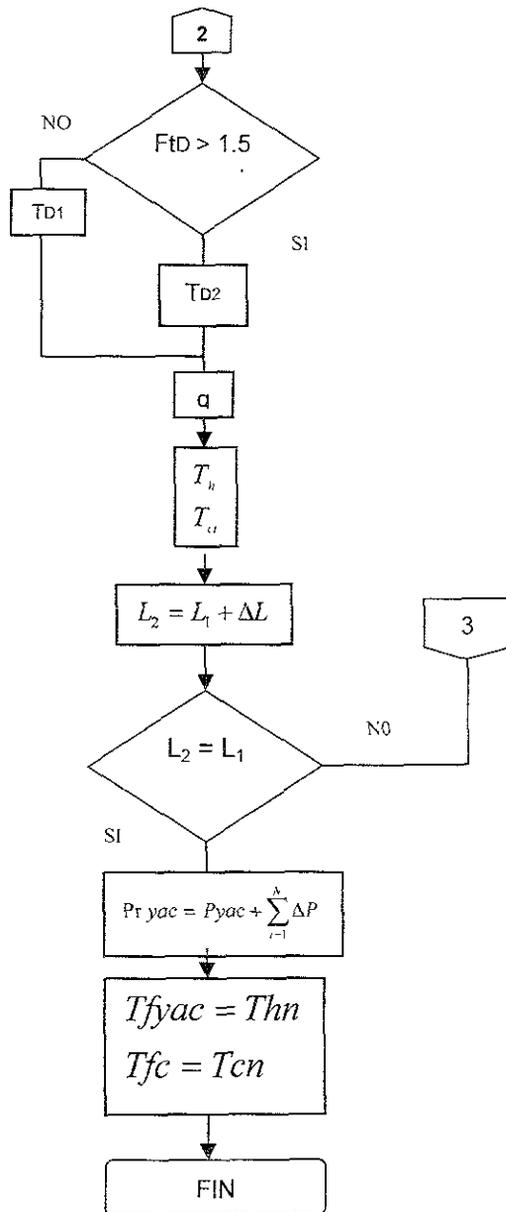


FIGURA 5.1 Diagrama de flujo para el cálculo del gradiente de presión y el de temperatura

5.3 Ejemplo de aplicación

En el siguiente ejemplo se reproduce la forma de cálculo de los gradientes de presión y temperatura para un intervalo, como una muestra del procedimiento a seguir para ejecutar el programa de cálculo.

Datos:

Profundidad total = 10105 ft.

Presión supuesta de inyección = 1550 psia.

Gradiente de temperatura = $70 + 0.0083$ °F/ft.

Peso Molecular = 28.02 mol.

Constante universal de los gases = 10.732 psia-ft³/lb-mol°R

Gasto de inyección = 8.74 MMPCD.

Diámetro de la tubería de producción: 7 pg

Número de intervalos = 4.

Radio exterior de la tubería de producción = 0.291 ft.

Radio interior de la tubería de producción = 0.236 ft.

Radio exterior de la tubería de revestimiento 1 = 0.401 ft

Radio interior de la tubería de revestimiento 1 = 0.355 ft

Radio exterior de la tubería de revestimiento 2 = 0.557 ft

Radio interior de la tubería de revestimiento 2 = 0.511 ft.

Radio exterior de la tubería de revestimiento 3 = 0.833 ft.

Radio interior de la tubería de revestimiento 3 = 0.790 ft

Radio del empacador = 0.401 ft.

Conductividad térmica del acero = 25 BTU/hr-ft.

Conductividad térmica del fluido empacador = 3.0 BTU/hr-ft

Conductividad térmica del empacador = 0.04 BTU/hr-ft.

Conductividad térmica del cemento = 0.55 BTU/hr-ft.

Conductividad térmica de la tierra = 1.4 BTU/hr-ft.

Difusividad térmica de la tierra = 0.04 ft²/hr.

Diámetro de T. R. 3 = 20 pg.

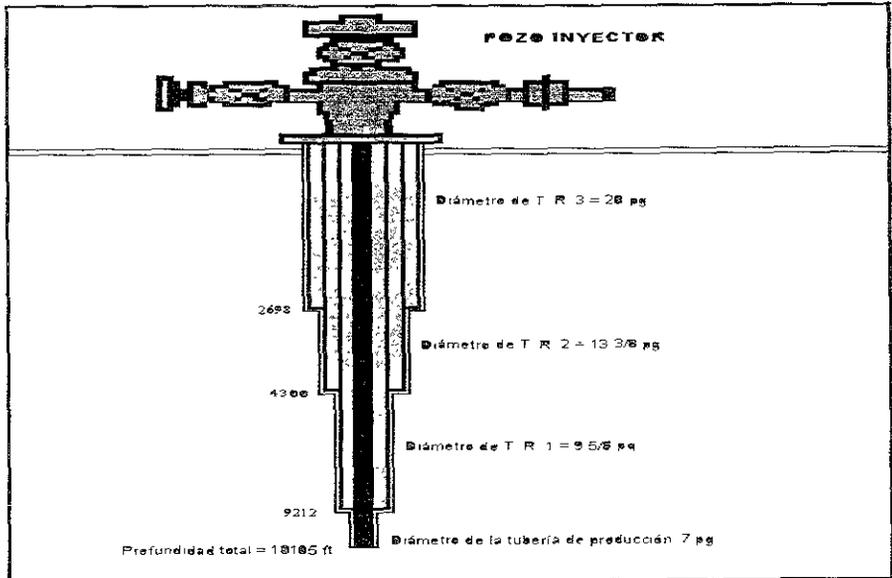


FIGURA 5.2 Estado mecánico del ejemplo de aplicación

Diámetro de T. R. 2 = 13 3/8 pg.

Diámetro de T. R. 1 = 9 5/8 pg.

Radio del agujero = 3 pg más grande que el de todas las tuberías

Tiempo de inyección = 23 días.

Temperatura de inyección = 73.07 °F.

Temperatura de superficie = 89 °F.

Solución:

De acuerdo con el procedimiento descrito anteriormente, se utilizarán las ecuaciones antes mencionada y sólo se pondrán los resultados de los cálculos del intervalo.

$$\Delta L = 2526.25 \text{ ft.}$$

$$P_i = 1450 \text{ psia.}$$

$$p = 1500 \text{ psia.}$$

DETERMINACIÓN DEL PERFIL DE TEMPERATURAS EN POZOS INYECTORES DE NITRÓGENO

$$T = 76.93 \text{ }^{\circ}\text{F.}$$

$$\rho_{\text{N}_2} = 7.29 \text{ lb/ft}^3.$$

$$\mu_{\text{N}_2} = 0.0139 \text{ cp.}$$

$$V_{\text{N}_2} = 378.865 \text{ ft/seg.}$$

$$N \text{ Re} = 172,372,785.8$$

$$f_{\text{sp}} = 0.0056$$

$$E_s = 4.844 \text{ lb/ft}^2/\text{ft.}$$

$$\frac{dp}{dz}_{\text{ACL}} = 231.171 \text{ lb/ft}^2/\text{ft.}$$

$$\frac{dp}{dz}_{\text{FRICC}} = 155.54 \text{ lb/ft}^2/\text{ft.}$$

$$\frac{\Delta p}{\Delta z} = -19.675 \text{ lb/ft}^2/\text{ft} = -0.1366 \text{ psia/ft}$$

$$\Delta p_1 = 345.086 \text{ psia}$$

$$U_1 = -12.150 \text{ BTU/hr-ft-}^{\circ}\text{F.}$$

$$t_D = 24.05.$$

$$T_{D2} = 2.036.$$

$$q = -183840.3201 \text{ BTU/hr.}$$

$$T_e = 90.967^{\circ}\text{F.}$$

$$T_h = 68.74^{\circ}\text{F}$$

$$T_{Cl} = 67.50^{\circ}\text{F.}$$

Como se puede apreciar en los resultados que la temperatura desciende alrededor de 21 °F en la formación, mientras que en la última T. R, el descenso en la temperatura es del orden de 23.467 °F, lo que implica que el descenso en la temperatura en la T. R. es aún mayor que en la misma formación.

5.4 Instructivo de uso.

El programa está creado de tal forma que no solicita directamente los valores o los datos necesarios para su ejecución; sin embargo, es necesario crear una base de datos de entrada, para que el programa los vaya leyendo, conforme se vaya ejecutando

Los datos se deben crear en un archivo de la unidad C, en la cual se ha creado una base de lectura de datos de entrada, en este caso el archivo creado es: C:/TEMP/FLU1.INP; y con datos de lectura de salida, FLU1.

La base de datos debe introducirse, ubicando cada dato de acuerdo a la nomenclatura creada específicamente para cada uno de los datos necesarios en la ejecución del programa

El ejemplo de aplicación usó una base de datos similar a la que se muestra en la Tabla 5.1; y esta a su vez es un ejemplo de la elaboración de la base de datos de salida de entrada y salida, para su ejecución.

La salida de los datos aparece en el archivo Flu 1, el cual deberá abrirse directamente en excel. La apertura de la base de datos arrojados por el programa, se realiza, al abrir los archivos de excel; eligiendo la opción, todos los archivos

Una vez que se han generado los datos, estos aparecen en las hojas de excel, y a partir de estos se generan las gráficas del perfil de temperaturas, del tiempo vs temperatura; y las caídas de presión.

Los datos pueden ser manipulados de la forma que más convenga al usuario; se pueden seleccionar las tuberías de interés, el fluido o el cemento, para ser graficado de forma independiente para su estudio.

DETERMINACIÓN DEL PERFIL DE TEMPERATURAS EN POZOS INYECTORES DE NITRÓGENO

```

HEAT1-D DATA FILE
EXAMPLE 1
NODES# TRS #BOUND COND TMAX DTIME #NODAL INJECT SOURCES
10. 4. 3. 23. 1. 1.
RGASES PMOL DIF-FORM DRGL KF T.-SUP. DELTA-P THETA GRAD-GEOT
10.732 28.02 .096 .967 1.40 89.60 100 90 0.0083
TRS# THERMAL-CONDUCT-ACERO THERMAL-CONDUCT-CEMENTO D1 D2 PROF.-TR
1 25 .55 7 5.664 10105
2 25 .55 9.624 8.52 9212
3 25 .55 13.368 12.264 4300
4 25 .55 19.992 18.96 2698
FEMP# CONDUCTIVIDAD TERMICA
1 3
2 3
3 3
NODE COORDINATE
1 0
2 1122.77
3 2245.54
4 3368.31
5 4491.08
6 5613.85
7 6736.62
8 7859.39
9 8982.16
10 10105
(NODE PRES TEMP (NODE BC-TYPE followed by T0 (LF TEMP) AND P (LF PRES)
)
1 1550 73
10 1200 173
    
```

TABLA 5.1. Ejemplo de base de datos para la lectura y la ejecución del programa

5.7 Resultados

TF	TP	TR1	TR2	TCEM	TFORM	PROF
73.3	89.6	89.6	89.6	89.6	89.6	0
82.31879	83.55466	85.13666	86.09391	88.94985	98.91899	1122.77
91.63718	92.87306	93.45508	94.4124	98.26849	108.238	2245.54
100.9553	102.1832	103.7452		107.5242	117.557	3368.31
112.2733	113.4738	114.9687		126.876	126.876	4491.08
119.5907	120.7913	121.2862		136.1949	136.1949	5613.85
128.9079	130.1085	131.6035		145.5139	145.5139	6736.62
138.2247	139.4253	140.9203		154.8329	154.8329	7859.39
147.5411	148.7418	149.2369		164.1519	164.1519	8982.16
156.8586	157.9362			163.8848	173.4715	10105

TABLA 5.2. Resultados del cálculo del perfil de temperatura a través del programa

Las gráficas del nitrógeno, de la tubería de producción, de las tuberías de revestimiento, comparadas con el gradiente geotérmico arrojan como resultado la siguiente gráfica;

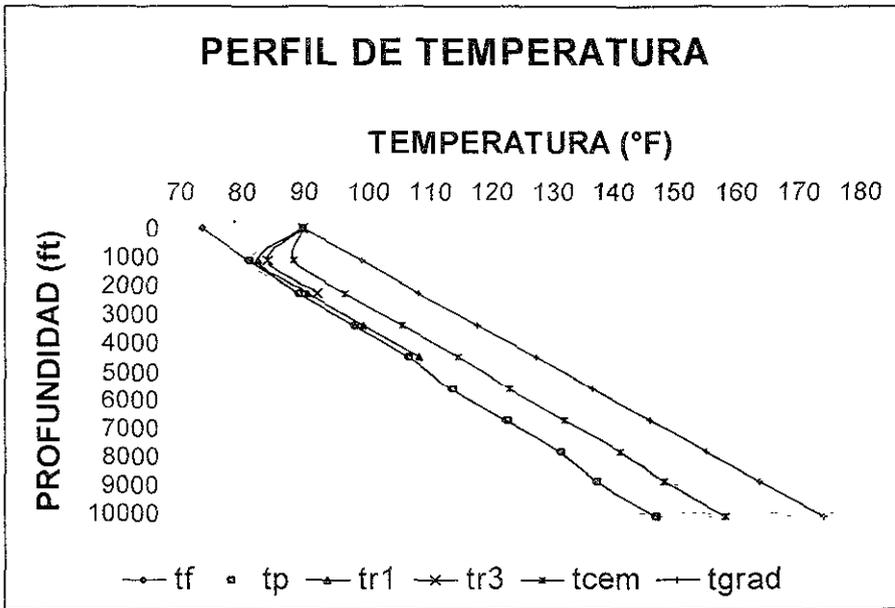


FIGURA 5.3 Gráfica de las temperaturas del fluido de inyección, de las tuberías, formación y del gradiente geotérmico

en la cual se puede apreciar el enfriamiento que ocasiona el nitrógeno a las tuberías; y al cemento. Las temperaturas de las tuberías de producción y de revestimiento, son casi similares a las del fluido, por lo que no se distingue una de otra

Por lo que se refiere a la caída de presión esta es casi lineal, y comparandola con los métodos de Farouq Ali y Durrant, se puede observar que la tendencia es tal y como se espera.

Con lo que respecta a la variación de la temperatura con el tiempo, esta varía muy poco, tendiendo a calentarse muy poco a través del tiempo.

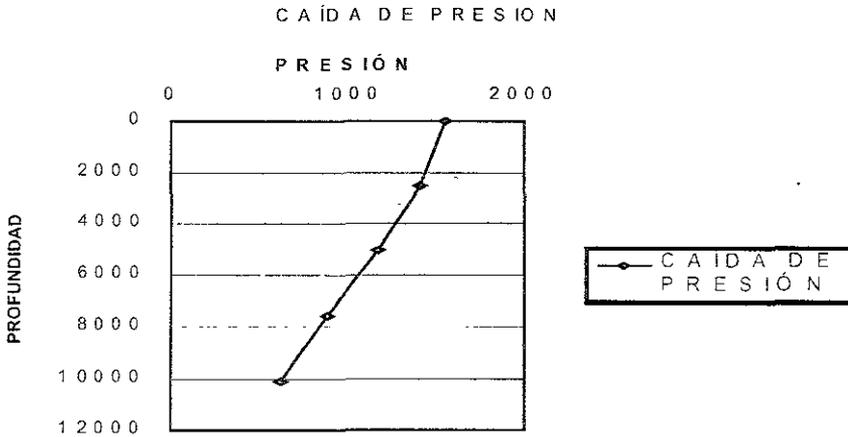


FIGURA 5.4. Gráfica resultante del cálculo de la caída de presión.

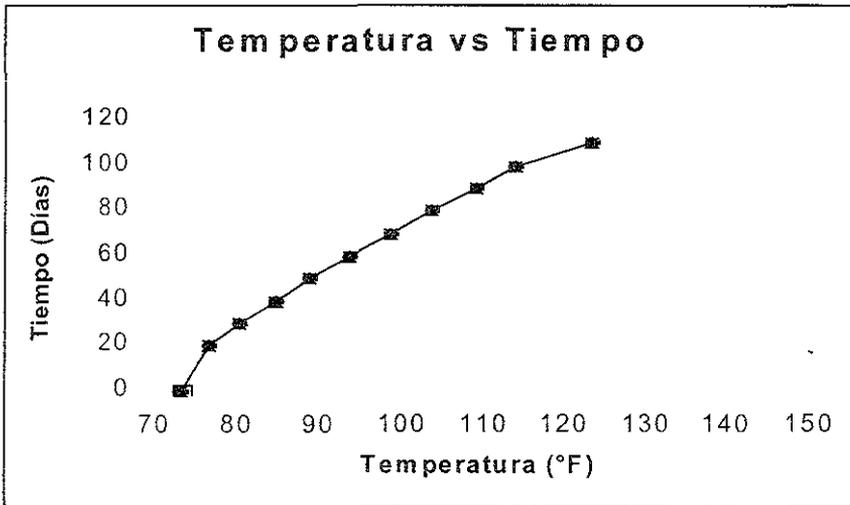


FIGURA 5.5. Variación de la temperatura con el tiempo.

CAPÍTULO VI

CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES

En este capítulo se hacen constar los criterios de solución por los que se considera que el modelo puede sentar las bases de modelos posteriores; se consideran aquellos puntos donde se cree que afectan notablemente la respuesta del mismo programa a la resolución de los problemas de transferencia de calor, del perfil de temperaturas y del gradiente de presión; se consideran los requerimientos del problema de inyección de nitrógeno, así como las carencias en el estudio de las propiedades del flujo de nitrógeno puro, como las correlaciones apropiadas para ello.

De igual manera los resultados de los cálculos del programa se muestran acordes con los esperados por el modelo, pues se hace una interpretación de la transferencia de calor en el pozo así como de los gradientes de temperatura y de presión como era de esperarse.

Los resultados muestran que el comportamiento de la caída de presión no se comporta linealmente, lo cual se debe a la constante expansión del gas, lo que provoca mayores caídas de presión, y expansiones del gas; provocando incluso un mayor enfriamiento del gas. Así también el gradiente de temperatura pues éste muestra una constante disminución de acuerdo al gradiente geotérmico de la zona.

Para validar el modelo se hicieron una serie de pruebas en las cuales se variaron los valores en las propiedades térmicas del acero, del cemento y de la formación.

1. Las ecuaciones de continuidad, momento y energía se aplicaron para representar el comportamiento de los componentes del estado mecánico de un pozo con inyección de nitrógeno hacia el yacimiento, también se aseguró el estado estacionario y las pérdidas de calor hacia las zonas circundantes al pozo, las cuales se resolvieron simultáneamente con un procedimiento iterativo similar al cálculo de caídas de presión de flujo multifásico en tuberías.
2. Tanto el concepto de resbalamiento como los patrones de flujo son considerados dentro del modelo. Sin embargo, es obvio que en la inyección de un fluido el concepto de resbalamiento queda totalmente descartado al tratar sólo con gas, considerándose también el patrón de flujo como niebla. Aunque hay que señalar que el modelo está diseñado para flujo multifásico y los dos conceptos anteriores son de suma importancia para el cálculo de la transmisión de calor y de la caída de presión.
3. El método se ha validado comparándolo con otras simulaciones numéricas, para el caso de flujo multifásico.
4. La técnica de solución puede presentar deficiencias debido a que algunas de las propiedades del fluido que se obtienen a partir de correlaciones están diseñadas para una mezcla de fluidos y no para componentes puros.
5. Los resultados arrojados indican la presencia de pérdidas de calor en el pozo y sus alrededores de manera importante; el gradiente de temperatura

calculado muestra la tendencia de la pérdida de calor comparado con el gradiente geotérmico local Véanse las Figuras 5.2 y 5.3.

6. La determinación de una presión real de inyección no implica que esta determinación esté orientada al diseño de presiones de inyección, si no que *puede adaptarse de tal forma que tanto las presiones de inyección como de yacimiento sean datos de entrada para el inicio de los cálculos de los perfiles de presión y temperatura.*
7. La variación de la temperatura entre el fluido y las tuberías es muy pequeña; *de la misma forma, la variación de la temperatura con respecto al tiempo también es mínima.*
8. Finalmente, el modelo descrito puede determinar los gradientes de temperatura y presión, pero de la misma manera debe estar sujeto a *continuas revisiones y mejoramientos, tomando en cuenta que el modelo no se comparó con casos reales y que los modelos están diseñados para el caso de flujo multifásico*
9. Se recomienda, que de ser posible se utilice otro programa para graficar las *pequeñas variaciones que existen, y que no se alcanzan a observar.*

APÉNDICE A

ECUACIÓN GENERAL DE ENERGÍA

Las base teórica de muchas ecuaciones de flujo de fluidos, es la ecuación general de energía, la cual es una expresión de balance o de conservación de energía, entre dos puntos de un sistema. La ecuación de energía se desarrolla primero, y usando principios de termodinámica, se modifica a un gradiente de presión.

El balance de energía simplemente establece que la energía de un fluido entrando a un volumen de control, más cualquier trabajo realizado por o sobre el fluido, más cualquier cambio de energía con el tiempo dentro del volumen de control; debe ser igual a la energía dejando el volumen de control. La Figura A-1 ilustra este principio.

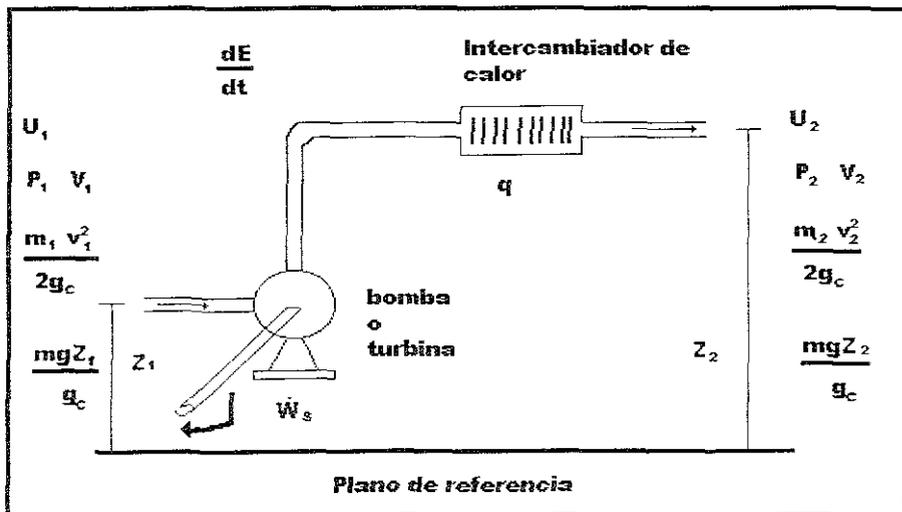


FIGURA A-1. Sistema del control de volumen de flujo

Considerando un sistema en estado estacionario, el balance de energía puede escribirse como

$$U_1 + P_1 V_1 + \frac{mv_1^2}{2g_c} + \frac{mgZ_1}{g_c} + q + W_s = U_2 + P_2 V_2 + \frac{mv_2^2}{2g_c} + \frac{mgZ_2}{g_c} + q + W_s \quad (A-1)$$

Dividiendo esta ecuación entre m para obtener una energía por unidad de balance de masa y escribiendo en forma diferencial resulta:

$$dU + d\left(\frac{p}{\rho}\right) + \frac{v dv}{g_c} + \frac{g}{g_c} dZ + dq + dW_s = 0 \quad (A-2)$$

Esta forma de la ecuación de balance de energía es difícil de aplicar debido al término de la energía interna, así que lo normal es convertirla a un balance de energía mecánico, con las relaciones de termodinámica. De termodinámica:

$$dU = dh - d\left(\frac{p}{\rho}\right) \quad (A-2 A)$$

y

$$dh = T ds + \left(\frac{dp}{\rho}\right)$$

o

$$dU = T ds + \frac{dp}{\rho} - d\left(\frac{p}{\rho}\right) \quad (A-3).$$

Substituyendo la ecuación (A-3) dentro de la ecuación (A-2) da como resultado

$$Tds + \frac{dp}{\rho} - d\left(\frac{p}{\rho}\right) + d\left(\frac{p}{\rho}\right) + \frac{v dv}{g_c} + \frac{g}{g_c} dz + dq + dW_s = 0 \quad (\text{A-4})$$

Para un proceso irreversible la desigualdad de Clausius establece que

$$dS \geq -\frac{dq}{T}, \text{ o } TdS = -dq + dL_W,$$

donde dL_W es igual a las pérdidas debidas a las irreversibilidades, tales como la fricción. Usando esta relación y asumiendo que no se realiza trabajo por o sobre el fluido, la ecuación (A-4) se vuelve

$$\frac{dp}{\rho} + \frac{v dv}{g_c} + \frac{g}{g_c} dZ + dL_W = 0 \quad (\text{A-5})$$

Si se considera una tubería inclinada con un ángulo θ con respecto a la horizontal, como se muestra en la Figura A-2, entonces $dZ = dL \sin \theta$

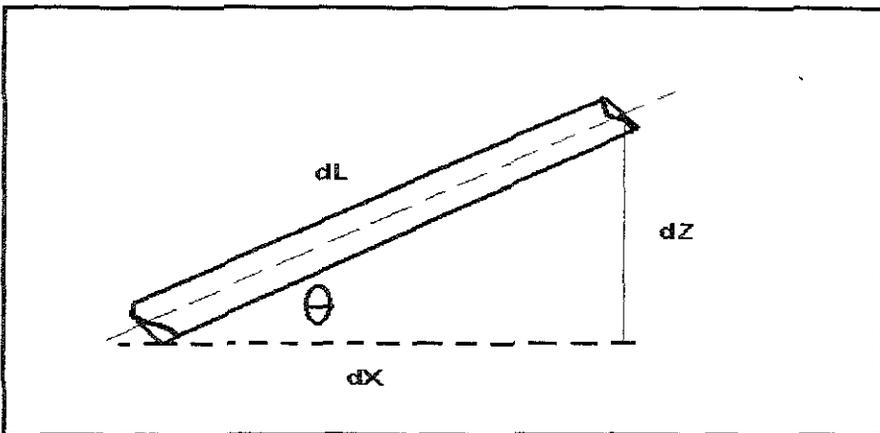


FIGURA A-2. Geometría de flujo.

$$\frac{dp}{\rho} + \frac{v dv}{g_c} + \frac{g}{g_c} dL \text{sen } \theta + dL_w = 0$$

Multiplicando la ecuación por $\frac{\rho}{dL}$ da

$$\frac{dp}{dL} + \frac{\rho v dv}{g_c dL} + \frac{g}{g_c} \rho \text{sen } \theta + \rho \frac{dL_w}{dL} = 0 \quad (\text{A-6})$$

Esta ecuación se puede resolver para el gradiente de presión y si se considera una caída de presión positiva en la dirección del flujo

$$\frac{dp}{dL} = \frac{g}{g_c} \rho \text{sen } \theta + \frac{\rho v dv}{g_c dL} + \left(\frac{dp}{dL} \right)_f \quad (\text{A-7})$$

donde

$$\left(\frac{dp}{dL} \right)_f = \rho \frac{dL_w}{dL} \text{ es el gradiente de presión debido a la viscosidad de corte}$$

o las pérdidas por fricción

Evaluación de las pérdidas de fricción. El concepto de factor de fricción.

En el flujo por tuberías horizontales, las pérdidas de energía o las caídas de presión son causadas solo por el cambio en la energía cinética y las pérdidas por fricción. Desde que la mayoría de los esfuerzos viscosos ocurren en la pared de la tubería, la relación de esfuerzos de corte en la pared (τ_w) la energía cinética por unidad de volumen $\left(\frac{\rho v^2}{2g_c} \right)$ refleja la importancia relativa del esfuerzo de corte en la pared en las pérdidas totales. Esta relación forma un grupo adimensional y define un factor de fricción

$$f = \frac{\tau_w}{\rho v^2} = \frac{2\tau_w g_c}{\rho v^2} \quad (A-8)$$

para evaluar el esfuerzo de corte en la pared, se puede formar un balance de fuerzas entre los esfuerzos de corte en la pared y las fuerzas de presión. Refiriéndose a la Figura 1.3,

$$\left[p_1 - \left(p_1 - \frac{dp}{dL} dL \right) \right] \frac{\pi d^2}{4} = \tau_w (\pi d) dL$$

o

$$\tau_w = \frac{d}{4} \left(\frac{dp}{dL} \right)_f \quad (A-9)$$

substituyendo la ecuación (A-9) en la ecuación (A-8) y resolviendo para el gradiente de presión debido a la fricción resulta

$$\left(\frac{dp}{dL} \right)_f = \frac{2f\rho v^2}{g_c d} \quad (A-10)$$

la cual es la ecuación de Fanning. En términos de Darcy - Weisbach o del factor de fricción, $f_m = 4f$ y

$$\left(\frac{dp}{dL} \right)_f = \frac{f_m \rho v^2}{2g_c d} \quad (A-11)$$

Combinando las ecuaciones (A-7) y (A-11), la ecuación del gradiente de presión, la cual es aplicable a cualquier fluido a cualquier ángulo de inclinación de la tubería, se vuelve entonces

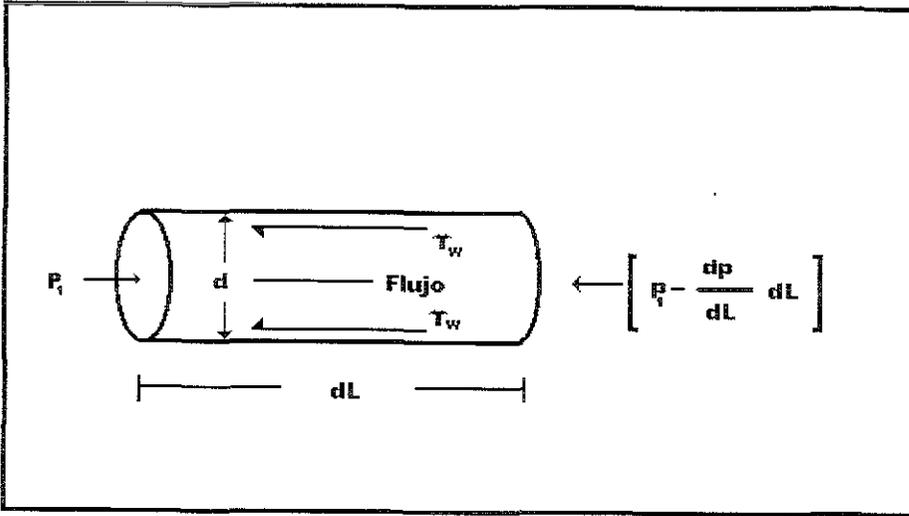


FIGURA A-3 Balance de fuerzas.

$$\frac{dp}{dL} = \frac{g}{g_c} \rho \text{sen } \theta + \frac{f \rho v^2}{2 g_c d} + \frac{\rho v dv}{g_c dL} \quad (\text{A-12})$$

donde el factor de fricción , f , esta en función del número de Reynolds y la rugosidad de la tubería. Esta relación se puede observar en el diagrama de Moody El gradiente de presión total se considera que esta conformado por tres diferentes componentes, que es

$$\frac{dp}{dL} = \left(\frac{dp}{dL} \right)_{el} + \left(\frac{dp}{dL} \right)_f + \left(\frac{dp}{dL} \right)_{ace} \quad (\text{A-13})$$

donde

$\left(\frac{dp}{dL}\right)_{el} = \frac{\rho}{g_c} \text{sen } \theta$; es el componente debido a la energía potencial o el cambio de altura. Este también se refiere al componente hidrostático, el cual puede aplicarse a aquellas condiciones en las cuales exista flujo.

Este componente es cero solo para flujo horizontal. Se aplica a compresible o incompresible, estado estacionario o momentáneo para el flujo vertical, inclinado u horizontal para flujo descendente el seno del ángulo es negativo y la presión hidrostática se incrementa en dirección del flujo.

$\left(\frac{dp}{dL}\right)_f = \frac{f \rho v^2}{2 g_c d}$; se refiere al componente debida a las pérdidas de fricción.

Este componente se aplica a cualquier tipo de flujo y en todo tipo de inclinación de la tubería. Este siempre causa una caída de presión en dirección del flujo. En flujo turbulento las pérdidas por fricción son proporcionales a v^n , donde $1.7 \leq n \leq 2$

$\left(\frac{dp}{dL}\right)_{ace} = \frac{\rho v dv}{g_c dL}$; es el componente debido al cambio de la energía o a la aceleración convectiva.

Este componente se aplica para todas las condiciones de flujo momentáneo, pero es cero para una área constante o flujo incompresible. Para cualquier condición de flujo en la cual un cambio de velocidad suceda, tal como un flujo compresible, una caída de presión ocurrirá en dirección del incremento de velocidad.

La ecuación (A-12) se aplica a cualquier fluido en estado estacionario, un flujo dimensional para el cual f , ρ y v pueden definirse.

APÉNDICE B

DISTRIBUCIÓN DE TEMPERATURA EN PAREDES CILINDRICAS

En la Figura B-1 se presenta un cilindro compuesto formado por tres materiales de distinto espesor, $r_1 - r_0$, $r_2 - r_1$ y $r_3 - r_2$, y diferentes conductividades caloríficas k^{01} , k^{12} y k^{23} . Para $r = r_0$ la substancia "01" está en contacto con un fluido a la temperatura T_a , y para $r = r_3$ la substancia "23" está en contacto con un fluido a la temperatura T_b . La transmisión de calor en las superficies extremas, para $r = r_0$ y $r = r_3$, viene dada por la "ley de enfriamiento" de Newton, siendo h_0 y h_3 los correspondientes coeficientes de transmisión de calor. En la Figura B-1 se representa gráficamente también el perfil de temperatura.

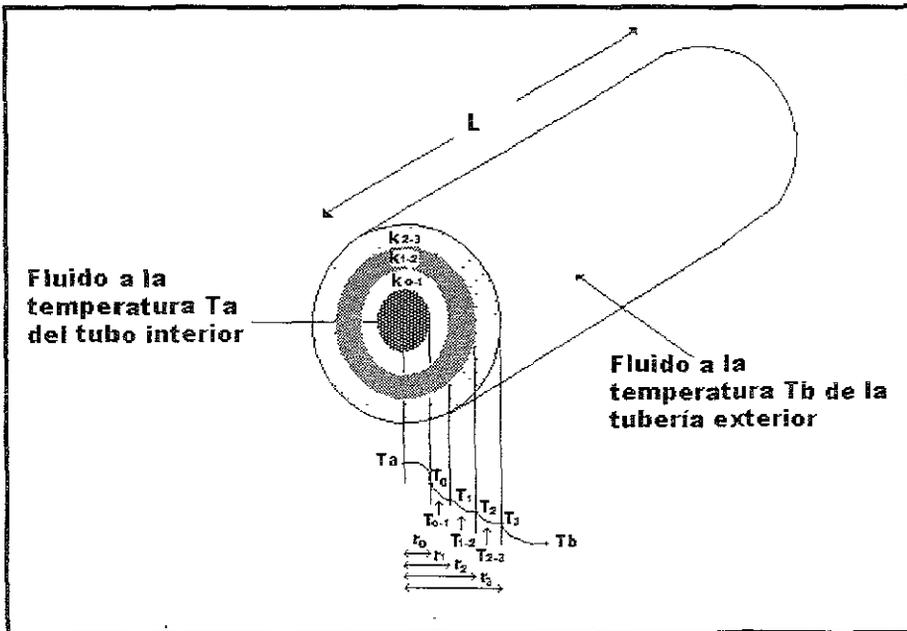


Figura B-1 Conducción de calor a través de una pared cilíndrica compuesta, siendo T_a la temperatura del fluido interior y T_b de la exterior

Primero se deducirá la ecuación diferencial para la conducción de calor en la región "01". Aplicando un balance de energía calorífica aplicado a una envoltura de volumen $2\pi r \Delta L$ situada en la región "0-1", da

$$q_r^{01} \cdot 2\pi r L - q_{r+\Delta r}^{01} \cdot 2\pi(r+\Delta r)L = 0 \quad (\text{B-1}).$$

Dividiendo por $2\pi r \Delta L$ y tomando el límite cuando $\Delta r \rightarrow 0$, se obtiene

$$\frac{d}{dr} (r q_r^{01}) = 0 \quad (\text{B-2}).$$

La integración de esta ecuación para k^{01} , k^{12} y k^{23} constantes conduce a

$$r q_r^{01} = r_0 q_0 \quad (\text{B-3}).$$

En la que r_0 es el radio interior de la región "01", y q_0 es la densidad del flujo de calor en ella. Por lo tanto para el estado estacionario se pueden escribir las siguientes ecuaciones,

$$-k^{01} r \frac{dT^{01}}{dr} = r_0 q_0 \quad (\text{B-4})$$

$$-k^{12} r \frac{dT^{12}}{dr} = r_0 q_0 \quad (\text{B-5})$$

$$-k^{23} r \frac{dT^{23}}{dr} = r_0 q_0 \quad (\text{B-6}).$$

Integrando estas ecuaciones para k^{01} , k^{12} y k^{23} constantes:

$$T_0 - T_1 = r_0 q_0 \left(\frac{\ln r_1}{k^{01}} \right) \quad (\text{B-7})$$

$$T_1 - T_2 = r_0 q_0 \left(\frac{\ln r_2}{k^{12}} \right) \quad (\text{B-8})$$

$$T_2 - T_3 = r_0 q_0 \left(\frac{\ln r_3}{k^{23}} \right) \quad (\text{B-9})$$

Sabemos que en las dos interfases sólido fluido se cumple

$$T_a - T_0 = \frac{q_0}{h_0} \quad (\text{B-10})$$

$$T_3 - T_b = \frac{q_3}{h_3} = \frac{q_0 r_0}{h_3 r_3} \quad (\text{B-11})$$

Sumando estas cinco ecuaciones se puede obtener la siguiente expresión para q_0 en función de $T_a - T_b$

$$Q_0 = 2\pi L r_0 q_0 = \frac{2\pi L (T_a - T_b)}{\left(\frac{1}{r_0 h_0} + \frac{\ln r_1}{k^{01}} + \frac{\ln r_2}{k^{12}} + \frac{\ln r_3}{k^{23}} + \frac{1}{r_3 h_3} \right)} \quad (\text{B-12})$$

Definimos ahora un "coeficiente global de transmisión de calor basado en la superficie interna" U_0 .

$$Q_0 = U_0(2\pi r_0 L)(T_a - T_b) \quad (\text{B-13}).$$

Combinando las ecuaciones (B-12) y (B-13), se obtiene

$$U_0 = r_0^{-1} \left(\frac{1}{r_0 h_0} + \sum_{i=1}^3 \frac{\ln r_i / r_{i-1}}{k^{i-1, i}} + \frac{1}{r_3 h_3} \right)^{-1} \quad (\text{B-14}).$$

El subíndice "0" que se ha puesto en U_0 indica que el coeficiente global de transmisión de calor está referido al radio r_0 . Este resultado puede generalizarse para un tubo cilíndrico constituido por n laminas, substituyendo "3" por " n " las tres veces que aparece en la ecuación (B-14).

APÉNDICE C

C.1 Solución Analítica de la Ecuación Bidimensional que Describe el Flujo de Calor por Conducción Desde la Interfaces Cemento / Formación Hacia la Tierra.

El problema matemático resuelto por Durrant y por Thambynayagam es

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial T_f}{\partial r} \right) + \frac{\partial^2 T_f}{\partial Z^2} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T_f}{\partial t} \quad (C-1)$$

con la condición inicial

$$1. \quad T_f(0) = T_{wi} + \beta Z \quad \text{en } t = 0,$$

y las condiciones límite

$$2. \quad T_f = T_{sl} \quad \text{en } Z=1 \quad \text{para } r \geq r_{Dcem} \quad \text{y,}$$

$$3. \quad T_f = T_{wi} \quad \text{en } Z=0 \quad \text{para } r \geq r_{Dcem} \quad \text{y,}$$

$$4. \quad Q = -2\pi r k_{he} \frac{\partial T_f}{\partial r} \quad \text{en } r = r_{Dcem} \quad \text{para } 0 < Z < 1 \quad \text{y, y}$$

$$5. \quad T_f \text{ es finito como } r \rightarrow \infty \quad \text{para } 0 \leq Z < 1 \quad \text{y } t > 0$$

Si se realizaran las siguientes sustituciones,

$$r_D = \frac{r}{r_{Dcen}},$$

$$z = \frac{Z\pi}{L},$$

$$\xi = \frac{r_{Dcen}\pi}{L},$$

$$\gamma = \frac{\beta L}{\pi},$$

y $t_D = \frac{\alpha t}{r_{Dcen}^2}$, en la ecuación diferencial parcial, A-1, y en las condiciones 1 hasta 5,

el problema se reduce tan sólo a resolver

$$\frac{\partial^2 T_i}{\partial r_D^2} + \frac{1}{r_D} \frac{\partial T_i}{\partial r_D} + \xi^2 \frac{\partial^2 T_i}{\partial z^2} = \frac{\partial T_i}{\partial t_D} \quad (C-2)$$

con la condición inicial

6. $T_i(0) = T_{in} + \gamma z$ en $t_D = 0$, y condiciones de frontera
7. $T_i(0) = T_{sl}$ en $z = \pi$ para $r_D > 1$ y $t_D > 0$,
8. $T_i = T_{su}$ en $z = 0$ para $r_D > 1$ y $t_D > 0$,
9. $r_D \frac{\partial T_i}{\partial r_D} = -\frac{Q}{2\pi k_{it}}$ en $r_D = 1$ para $0 \leq z \leq \pi$ y $t_D > 0$, y

10. T_I es finito como $r_D \rightarrow \infty$ para $0 \leq z \leq \pi$ y $t_D > 0$.

La aplicación de la transformada del seno finito de Fourier a la ecuación diferencial (C-2) y las condiciones iniciales y de frontera dan

$$\frac{\partial^2 T_I}{\partial r_D^2} + \frac{1}{r_D} \frac{\partial T_I}{\partial r_D} - (n\xi)^2 T_I = -\xi^2 [T_{sw} - (-1)^n T_{st}] + \frac{\partial T_I}{\partial t_D} \quad (C-3)$$

con la condición inicial

6. $T_I(0) = \frac{T_{sw}}{n} \left[1 - \left(1 + \frac{\pi\gamma}{T_{sw}} \right) (-1)^n \right]$ en $t_D = 0$, y condiciones de frontera

9. $r_D \frac{\partial T_I}{\partial r_D} = -\frac{Q}{2\pi k_{hL} n} \left[1 - (-1)^n \right]$ en $r_D = 1$ y $t_D > 0$ y

10. T_I es finito cuando $r_D \rightarrow \infty$ y $t_D > 0$,

$$\psi = \frac{T_I - T_I(0)}{a^2} \quad (C-4)$$

donde $T_I(0)$ esta definido por la condición inicial 6

$$a^2 = Q \left[1 - (-1)^n \right] / (2\pi k_{hL} n)$$

en la ecuación diferencial parcial (Ecuación. C-3) y aplicando la transformada de Laplace a la ecuación y a las condiciones de frontera dan

$$\frac{d^2 \psi}{dr_D^2} + \frac{1}{r_D} \frac{d\psi}{dr_D} - [(n\xi)^2 + s] \psi = -\frac{n\xi^2}{sa^2} [T_{sw} - (-1)^n T_{st}] + \frac{(n\xi)^2}{sa^2} T_I(0), \quad (A-5)$$

con las condiciones limite

$$11. r_D \frac{d\psi}{dr_D} = -\frac{1}{s} \text{ en } r_D = 1$$

y

$$12. \psi \text{ es finito cuando } r_D \rightarrow \infty .$$

Por la consideración de la Condición Frontera 6, la Ecuación (C-5) se reduce a

$$\frac{d^2 \psi}{dr_D^2} + \frac{1}{r_D} \frac{d\psi}{dr_D} - \left[(n\xi)^2 + s \right] \psi = 0 \quad (\text{C-6})$$

La ecuación C-6 es una ecuación diferencial ordinaria de segundo orden. La solución general es

$$\psi = AI_0 \left\{ \left[(n\xi)^2 + s \right] r_D \right\} + BK_0 \left\{ \left[(n\xi)^2 + s \right] r_D \right\} , \quad (\text{C-7})$$

donde I_0 y K_0 son las funciones modificadas de Bessel de orden cero y de primer y segunda clase, respectivamente, A y B son constantes arbitrarias. Para satisfacer las Condición de Frontera 10, A debe ser igual a cero. B se determina a través de la aplicación de la Condición de Frontera 9:

$$B = -\frac{1}{s \left[(n\xi)^2 + s \right] K_1 \left[\left((n\xi)^2 + s \right) \right]}$$

Así la solución general de la ecuación (Ecuación C-6) con las condiciones de frontera 9 y 10 es

$$\psi = - \frac{K_0 \left\{ \left[(n\xi)^2 + s \right] r_D \right\}}{s \left[(n\xi)^2 + s \right] K_1 \left[(n\xi)^2 + s \right]} \quad (\text{A-8}).$$

Tomando la inversa de la transformada de Laplace de la Ecuación C-8, da

$$\psi = -\Lambda(t_D, n, r_D, \xi), \quad (\text{C-9})$$

donde

$$\Lambda(t_D, n, r_D, \xi) = \frac{2}{\pi} \int_0^{\infty} \left(\left\{ 1 - e^{-[(n\xi)^2 + u^2] t_D} \right\} + \frac{(n\xi)^2 \left\{ 1 - e^{-[(n\xi)^2 + u^2] t_D} \right\}}{\left[(n\xi)^2 + u^2 \right]} \right) \frac{[J_1(u)Y_0(ur_D) - Y_1(u)J_0(ur_D)]}{u^2 [J_1^2(u) + Y_1^2(u)]} du \quad (\text{C-10})$$

substituyendo por ψ y a de la Ecuación C-4 da

$$T_i - T_i(0) = \frac{Q \left[(-1)^n - 1 \right]}{2\pi k_{HL} n} \Lambda(t_D, n, r_D, \xi) \quad (\text{A-11}).$$

Tomando la inversa de la transformada del seno de Fourier de la Ecuación C-11, se obtiene

$$T_i - T_i(0) = - \frac{Q}{\pi^2 k_{HL}} \sum_{n=1}^{\infty} \times \frac{\left[1 - (-1)^n \right]}{n} \Lambda(t_D, n, r_D, \xi) \operatorname{sen} o \left(\pi \frac{nz}{L} \right), \quad (\text{C-12}),$$

donde $\Lambda(t_D, n, r_D, \xi)$ esta dada por la Ecuación C-10.

La ecuación C-12 satisface la ecuación C-1 y las condiciones de frontera 1 hasta la 5.

Integrando la ecuación C-12 sobre la longitud del intervalo L, se obtiene la temperatura promedio en la interface cemento - formación.

$$(T_i)_{av} - \left(T_u + \gamma \frac{\pi}{2} \right) = - \frac{Q}{\pi^3 k_{hE}} G(t_D, \xi), \quad (C-13).$$

donde

$$G(t_D, \xi) = \sum \left[\frac{1 - (-1)^n}{n^2} \right]^2 \Lambda(t_D, n, L, \xi) \quad (C-14).$$

Para incrementos de tiempo lo suficientemente pequeños (teorema del valor inicial),

$$\Lambda(s, n, L, \xi) = \frac{1}{s (n\xi)^2 + s};$$

que es,

$$\Lambda(s, n, L, \xi) = \frac{\text{erf} \left[\frac{(n\xi) \sqrt{t_D}}{n\xi} \right]}{n\xi}.$$

De esta manera se puede obtener una simplificación:

$$(T_i)_{av} - \left(T_u + \gamma \frac{\pi}{2} \right) = - \frac{Q}{\pi^3 k_{hF}} \sum_{n=1}^{\infty} \left[\frac{1 - (-1)^n}{n^2} \right]^2 \frac{\text{erf} \left[\frac{(n\xi) \sqrt{t_D}}{n\xi} \right]}{n\xi}$$

ANEXO
LISTADO DEL PROGRAMA

```

C ----- PROG1 -----

DIMENSION PTR(50),D1(15),D2(15) F1(15),KFE(15),NB(15),TMED(50),
&X(50),V(15) VV(15),dco(10),dcr(10),rcco(10),DEPTH(50),
&rc(10),Trn1(50) TT2(50) Tr(50),Th(50),TR(50),QQ(50),
&Tr(50),Tr1(50),Tr2(50),Tr3(50),Tr4(50),Tr5(50),Tr6(50),
&Tr7(50),T2(50) T1(50) TFE1(50),TFE2(50),TFE3(50),TFE4(50)
&TFE5(50),TFE6(50),TFE7(50) TFE8(50),TFE9(50),Pyl(50),Psyn(50)
&UFE(15)
      REAL RG PM, DF TSUP,KF,KE,KC,DRGL,RRR,MG,KR,KKL
      integer DP THETA NQ N1 J K,L7,L6 L5,L4,L3 L2 L1,AAA,BBB,CCC,DDD
&EEE FFF,GGG,A
CHARACTER*5 BC(15),BC1(15)
CHARACTER*16 FILE1,FILE2
CHARACTER*81 DUMMY,TITLE
PRINT *, "-----"
PRINT *, "      PROGRAM PROG1 TRANSIENT      "
PRINT *, "      FLUJO DE FLUIDOS EN TP EN ESTADO TRANSITORIO "
PRINT *, "-----"
C  IMAX = FIRST DIMENSION OF THE TA-MATRIX
IMAX = 50
      TMAX = 150
PRINT *, 'Nombre del archivo de entrada de datos <DOS file name>'
READ ('A') FILE1
LINP=10
OPEN(UNIT=10 FILE = FILE1 STATUS='UNKNOWN')
PRINT *, 'Nombre del archivo de salida de datos <DOS file name>'
READ ('A'),FILE2
LOUT=11
OPEN(UNIT=11 FILE=FILE2 STATUS='UNKNOWN')
READ(LINP,('A'))DUMMY
READ(LINP,('A'))TITLE
READ(LINP,('A'))DUMMY
READ(LINP,*) NN, NTRS NBC, NFEM TMAX, DTIME, NQ
  'PRINT * NN,NTRS NBC,NFEM TMAX,DTIME,NQ
  'PRINT *
  'stop
  READ(LINP ('A'))DUMMY
READ(LINP *) RG PM KF KE KC,DRGL DF TSUP DP, THETA, GRADG
  'PRINT * , RG PM, KF KE KC,DRGL DF TSUP DP THETA, GRADG
  'PRINT *
  'STOP
C  PROPIEDADES
READ(LINP,('A'))DUMMY
DO 5 I=1,NTRS
  READ(LINP,*) N D1(N),D2(N) PTR(N)
  TR(N)=N
  'PRINT * N D1(N) D2(N),PTR(N)
  'PRINT * TR(N)
5  CONTINUE
  'PRINT *
  'STOP
  READ(LINP ('A'))DUMMY
C  FLUIDO EMPACADOR
DO 7 I=1, NFEM
  READ(LINP,*) N UFE(N)
  'PRINT * , N, UFE(N)
7  CONTINUE
  'PRINT *
  'STOP
  READ(LINP ('A'))DUMMY
C  COORDENADAS
READ(LINP,('A'))DUMMY
READ(LINP,*) (N, X(N), J=1 NN)
DO K=1,NN
  'PRINT * K, X(K)
END DO
  'PRINT *
  'STOP
C  LECTURA DE CONDICIONES DE FRONTERA
READ(LINP,('A'))DUMMY
DO 11 I=1,NBC
  READ(LINP,*) N, V(N),VV(N)
  'PRINT * N V(N),VV(N)
  
```

DETERMINACIÓN DEL PERFIL DE TEMPERATURAS EN POZOS INYECTORES DE NITRÓGENO

```

11  CONTINUE
    'PRINT'
    'STOP'
    READ(LINP,'(A)')DUMMY
'IF (NQ GT 0) THEN
  READ(LINP,') N, Qi
  'PRINT * N Qi
  CLOSE (LINP)
  'STOP
C  CALCULO DE INTERVALOS

  AAA=TR(1) BBB=TR(2),CCC=TR(3);DDD=TR(4),EEE=TR(5),FFF=TR(6)
  GGG=TR(7)
C  condicion inicial
  T1(0)=Tsup,Tr1(0)=Tsup,TFE1(0)=Tsup,Tr2(0)=Tsup
  TFE2(0)=Tsup,Tr3(0)=Tsup,TFE3(0)=Tsup,Tr4(0)=Tsup
  Th(0)=Tsup;T2(0)=Tsup
  do i=1,nn
    T2(i) = TSUP + GRADG*(X(i+1)-X(i))
  enddo
  TT2(0)=TSUP
  T1(0) = VV(1) !TEMP DE INYECCION
  T1(0) = T1(0)

  Psiny(0) = V(1) !PRESION DE INYECCION
  dPs = DP
  TIME = 0

13  TIME = TIME + DTIME

  TRS=NTRS
  'print * 'trs=' trs
  XX=0
  dpdf=0
  L1=0
  N1 = 1
14  L1 = L1 + N1
  'print * 'trs='trs 'xx='xx
  XX = XX+(X(L1+1)-X(L1))
  Psiny(L1)=Psiny(L1-1)+dpdf
  Py(L1) = (Psiny(L1-1) - (dPs / 2))
  'print * 'xx='xx
  'if (xx gt ptr(1)) goto 13
  T2(L1) = TSUP + GRADG*XX
  TMED(L1) = (T2(L1)+T1(L1-1))/2

C  Se transforma la temperatura a grados Rankine
FCT=460
  Trank = TMED(L1) + FCT

C  tpgas es una constante que define si el gas es superficial (solo
C  gas o es humedo o vapor)

C  Propiedades pseudoreducidas
tpogas = 1
'IF (tpogas EQ 1) THEN
  'Gas superficial'
  TPRinv = (167 + 316.67 * 967) / Trank
  PPR = Py(L1) / (702.5 - 50 * 967)
'ELSE
  'Gas humedo'
  TPRinv = (236 + 210 * DRGL) / Trank
  PPR = Py(L1) / (740 - 100 * DRGL)
'END IF

C  ***Suponiendo una densidad reducida inicial***
Y = 00001

C  Calculo del factor de desviación del gas (Z) (solución mediante el
C  metodo de Newton-Raphson)
FF1 = - 0.6125 * (1/TPRinv) * EXP(-1.2 * (1 - 1/TPRinv)** 2)
DFDY=0
17  FF2 = (Y + Y**2 + Y**3 - Y**4) / ((1 - Y)**3)
  FF3 = -(14.76 * TPRinv - 9.76 * TPRinv**2 + 4.58 * TPRinv**3)
  & * (Y**2)
  FF4 = (90.7 * TPRinv - 242.2 * TPRinv**2 + 42.4 * TPRinv**3)
  & * Y**(2.18 + 2.82 * TPRinv)
  RRR = FF1 + FF2 + FF3 + FF4

```

DETERMINACIÓN DEL PERFIL DE TEMPERATURAS EN POZOS INYECTORES DE NITRÓGENO

```

DFDY1 = (1 + 4 * Y + 4 * Y * Y - 4 * Y * Y * Y + Y * Y * Y * Y) / ((1 - Y) *
&(1-Y)*(1-Y)*(1-Y))
DFDY2 = -(29.52 * TPRInv - 19.52 * TPRInv ** 2 + 9.16 *
&TPRInv ** 3) * Y
DFDY3 = (2.18 + 2.82 * TPRInv) * (90.7 * TPRInv - 242.2 *
&TPRInv ** 2 + 42.4 * TPRInv ** 3) * Y ** (1.18 + 2.82 * TPRInv)
DFDY = DFDY1 + DFDY2 + DFDY3
Y = Y - RRR / DFDY
IF (ABS(RRR) GT 0001) GOTO 19
GOTO 17

19 Z = ( 06125 * PPR * EXP(-1.2 * (1 - 1/TPRInv)**2)) / Y

C    Calculo de la viscosidad del gas (MG)
Dg = (2.7044 * Py(L1) * 967) / (Z * Trank)
KK = ((9.4 + (5794 * 967)) * Trank**1.5) / (209 + 550.4 * 967 +
&Trank)
XXX = 3.5 + (986 / Trank) + (.2897 * 967)
YY1 = 2.4 - 2 * XXX

MG = KK*1.0E-04 * EXP(XXX *(Dg/62.428)**YY1)
FCU=12
area = (3.141516 / 4) * (D2(1) / FCU)**2
Vsn = Qn / (86400 * area)
NRe = 1488 * Dg * Vsn * D2(1) / (FCU * MG)
ftp1 = LOG10(NRe - 3.8215)
ftp = (2 * (LOG10(NRe / (4.5223 * ftp1))))**(-2)
GRAV=32.2
FCOM=144
Ek = (Vsn** 2 * Dg) / (GRAV * FCOM * Py(L1))
DPac = SIN(theta *(3.141516 / 180)) * Dg
DPfr = (ftp * Dg * Vsn) / (2 * GRAV * (D2(1) / FCU))
DPT = (DPac - DPfr) / (1 - Ek)
dpci = DPT / FCOM
dpci1 = dpci * XX
Dn = Dg
do 33 i=1 trs
dco(i) = D1(i)
dci(i) = D2(i)
do 36 i=1 trs
reco(i) = D1(i)/24,TRANSFORMADOS A PIES
rci(i) = D2(i)/24,TRANSFORMADOS A PIES
do 36 continue

33 reco(i) = D1(i)/24,TRANSFORMADOS A PIES
rci(i) = D2(i)/24,TRANSFORMADOS A PIES
do 36 continue

36 continue

TT2(L1) = TT2(L1-1) + GRADG*XX
Tm1(L1)=(TT2(L1-1)+TT2(L1))/2
Tpc = 441.07
Ppc = 643.3
Tpr1 = (Tm1(L1)+FCT) / Tpc
Ppr1 = Py(L1) / Ppc
ww=rci(L1)

IF (GGG EQ 0) GOTO 41
TRS=7
IF (XX GT PTR(TRS)) GOTO 41
call tr7(trs D1,D2,cco dco,dci,rci,TT2,Tm1,KE,TIME,TD1,UFE,
&Tmed,T2,T1,Tpc,Ppc,Tpr1,XX,X,dpci,Gradg,Tf,Th,KC,Qi,Dn,L1,Py,QQ,
&Tmax,DF,Kf,Tn1,TFE1,Tn2,TFE2,Tn3,TFE3,Tn4)

GOTO 89

41 IF (FFF EQ 0) GOTO 42
TRS=6
IF (XX GT PTR(TRS)) GOTO 42

call tr6(trs D1 D2,cco dco,dci,rci,TT2,Tm1,KE,TIME,TD1,UFE,
&Tmed,T2,T1,Tpc,Ppc,Tpr1,XX,X,dpci,Gradg,Tf,Th,KC,Qi,Dn,L1,Py,QQ,
&Tmax,DF,Kf,Tn1,TFE1,Tn2,TFE2,Tn3,TFE3,Tn4)
GOTO 89

42 IF (EEE EQ 0) GOTO 43
TRS=5
IF (XX GT PTR(TRS)) GOTO 43

call tr5(trs D1,D2,cco dco,dci,rci,TT2,Tm1,KE,TIME,TD1,UFE,
&Tmed,T2,T1,Tpc,Ppc,Tpr1,XX,X,dpci,Gradg,Tf,Th,KC,Qi,Dn,L1,Py,QQ,
&Tmax,DF,Kf,Tn1,TFE1,Tn2,TFE2,Tn3,TFE3,Tn4)

```

DETERMINACIÓN DEL PERFIL DE TEMPERATURAS EN POZOS INYECTORES DE NITRÓGENO

GOTO 89

```
43 IF (DDD EQ 0) GOTO 44
    TRS=4
    IF (XX GT PTR(TRS)) GOTO 44
    call tr4(trs,D1,D2,rcco,dco,dci,rci,TT2,Tm1,KE,TIME,TD1,UFE,
&Tmed,T2,T1,Tpc,Ppc,Tpr1,XX,X,dpd1,Gradg,Tf,Th,KC,Qi,Dn,L1,Py,QQ,
&Tmax,DF,Kf,Tn1,TFE1,Tn2,TFE2,Tn3,TFE3,Tn4,Tsup)
    GOTO 89
```

```
44 PRINT *
IF (CCC EQ 0) GOTO 45
    TRS=3
    IF (XX GT PTR(TRS)) GOTO 45
    call tr3(trs,D1,D2,rcco,dco,dci,rci,TT2,Tm1,KE,TIME,TD1,UFE,
&Tmed,T2,T1,Tpc,Ppc,Tpr1,XX,X,dpd1,Gradg,Tf,Th,KC,Qi,Dn,L1,Py,QQ,
&Tmax,DF,Kf,Tn1,TFE1,Tn2,TFE2,Tn3,TFE3,Tn4,Tsup)
    GOTO 89
```

GOTO 89

```
45 IF (BBB EQ 0) GOTO 46
    TRS=2
    IF (XX GT PTR(TRS)) GOTO 46
    call tr2(trs,D1,D2,rcco,dco,dci,rci,TT2,Tm1,KE,TIME,TD1,UFE
&Tmed,T2,T1,Tpc,Ppc,Tpr1,XX,X,dpd1,Gradg,Tf,Th,KC,Qi,Dn,L1,Py,QQ,
&Tmax,DF,Kf,Tn1,TFE1,Tn2,TFE2,Tn3,TFE3,Tn4,Tsup)
    GOTO 89
```

```
46 TRS=1
IF (XX GT PTR(TRS)) GOTO 89
    call tr1(trs,D1,D2,rcco,dco,dci,rci,TT2,Tm1,KE,TIME,TD1,UFE,
&Tmed,T2,T1,Tpc,Ppc,Tpr1,XX,X,dpd1,Gradg,Tf,Th,KC,Qi,Dn,L1,Py,QQ,
&Tmax,DF,Kf,Tn1,TFE1,Tn2,TFE2,Tn3,TFE3,Tn4,Tsup)
    GOTO 89
```

```
89 T1(L1)=T(L1)
IF (XX GE PTR(1)) GOTO 90
```

GOTO 14

```
90 rtime= TMAX/OTIME
print * 'El tiempo es 'rtime
DO 455 I = 0 NN-1
PRINT * I T(I),Tn1(I),Tn2(I),Tn3(I),Tn4(I)
& Th(I),T2(I)
455 CONTINUE
```

do k=0,NN-1

```
write (lout,*) 'El tiempo es ',rtime
WRITE(LOUT,*) NODO# 'TEMPERATURAS'
do J=0,nn-1
'write(11 'a i5 a,1e12 4y)'Node",J," ",T(I,J)," ",Tn1(I)
WRITE(LOUT,*)T(I,J),Tn1(J),Tn2(J),Tn3(J),Tn4(J)
```

```
& Tn(J),T2(J)
end do
```

!ENDDO

IF (TIME GE TMAX) GOTO 91

```
goto 13
CLOSE (LOUT)
WRITE(6,*)'Output is in file 'FILE2
91 PRINT * 'EL PROGRAMA HA FINALIZADO'
end
```

```
subroutine tr7(trs,D1,D2,rcco,dco,dci,rci,TT2,Tm1,KE,TIME,TD1,UFE,
&Tmed,T2,T1,Tpc,Ppc,Tpr1,XX,X,dpd1,Gradg,Tf,Th,KC,Qi,Dn,L1,Py,QQ
&Tmax,DF,Kf,Tn1,TFE1,Tn2,TFE2,Tn3,TFE3,Tn4)
DIMENSION T(50),Th(50),Tr(50),Tn1(50),Tn2(50),Tn3(50),
&Tn4(50),Tn5(50),Tn6(50),Tn7(50),rc(10),rcco(10),T1(50),
&ufe(15),Tmed(50),dco(10),dco(10) TT2(50),Tm1(50),T2(50),Py(50),
&TFE1(50),TFE2(50),TFE3(50),TFE4(50) TFE5(50),TFE6(50) QQ(50),X(50)
REAL KE,KC
IF (TD GT 15) THEN
```

DETERMINACIÓN DEL PERFIL DE TEMPERATURAS EN POZOS INYECTORES DE NITROGENO

```

TD1 = (.4063 + ( 5 * LOG(TD))) * (1 + ( 6 / TD))
ELSE
TD1 = 1 1281 * (TD) ** 5 * (1 - 8 3 * (TD) ** 5)
END IF

call UU(rcco,rci,ke,UFE,AA,u1,u2,u3,u4,u5,u6,u7,u8,u9,u10,
&u11 u12 u13,L1,uu1,uu2,uu3,uu4,uu5,uu6,uu7,KC,trs,Kf,UC1,UC2,UC3
& UC4,UC5,UC6 UC7)

Wf = Qr * Dn
Cf1 = ( 4248 + ((4 038 * 10 ** -4) * Py(L1)) + ((4 91 * 10 ** -8)
&*dpci ** 2) - ((3 57 * 10 ** -11) * Py(L1) ** 3))
Cf2 = ((1 0016 * 10 ** -3) - ((3 6787 * 10 ** -6) * Py(L1)) - ((3
&*10 ** -10) * Py(L1) ** 2) + ((3 4893 * 10 ** -13) * Py(L1) ** 3))
&*Tm1(L1)
Cf3 = ((-2 7674 * 10 ** -6) + ((1 18 * 10 ** -8) * Py(L1)) +
&((-2 5566 * 10 ** -12) * Py(L1) ** 2) - ((1 6099 * 10 ** -15) *
&Py(L1) ** 3)) * Tm1(L1) ** 2
Cf4 = ((4 5 * 10 ** -9) - ((1 32522 * 10 ** -11) * Py(L1)) -
&((4 7895 * 10 ** -15) * Py(L1) ** 2) + ((2 3605 * 10 ** -18) *
&Py(L1) ** 3)) * Tm1(L1) ** 3
Cf = Cf1 + Cf2 + Cf3 + Cf4
A=(Wf/Cf)*(Kf+rci(1)*UU7*TD1)/(2*3 141516*rci(1)*UU7*Kf)
T(L1) = GRADG*XX+Tsup-A*(GRADG-1/(778*Cf))+T(10)-Tsup-A*
&(GRADG-1/(778*Cf))* exp (-XX/A)
*TI(L1)=73+ 0083*(1 658*Qr*TD1*(1-EXP(-XX/(1 658*Qr*TD1))))
QQ(L1)=2*3 141516*UU7*(T(L1)-T2(L1))*X(L1+1)-X(L1)

Trn1(L1)=TF(L1)-QQ(L1)/(2*3 141516*rci(1)*U1*(X(L1+1)-X(L1)))
TFE1(L1)=TF(L1)-QQ(L1)/(2*3 141516*rcco(1)*U2*(X(L1+1)-X(L1)))
Trn2(L1)=TF(L1)-QQ(L1)/(2*3 141516*rci(2)*U3*(X(L1+1)-X(L1)))
TFE2(L1)=TF(L1)-QQ(L1)/(2*3 141516*rcco(2)*U4*(X(L1+1)-X(L1)))
Trn3(L1)=TF(L1)-QQ(L1)/(2*3 141516*rci(3)*U5*(X(L1+1)-X(L1)))
TFE3(L1)=TF(L1)-QQ(L1)/(2*3 141516*rcco(3)*U6*(X(L1+1)-X(L1)))
Trn4(L1)=TF(L1)-QQ(L1)/(2*3 141516*rcco(4)*U7*(X(L1+1)-X(L1)))
TFE4(L1)=TF(L1)-QQ(L1)/(2*3 141516*rcco(4)*U8*(X(L1+1)-X(L1)))
Trn5(L1)=TF(L1)-QQ(L1)/(2*3 141516*rci(5)*U9*(X(L1+1)-X(L1)))
TFE5(L1)=TF(L1)-QQ(L1)/(2*3 141516*rcco(5)*U10*(X(L1+1)-X(L1)))
Trn6(L1)=TF(L1)-QQ(L1)/(2*3 141516*rci(6)*U11*(X(L1+1)-X(L1)))
TFE6(L1)=TF(L1)-QQ(L1)/(2*3 141516*rcco(6)*U12*(X(L1+1)-X(L1)))
Trn7(L1)=TF(L1)-QQ(L1)/(2*3 141516*rci(7)*U13*(X(L1+1)-X(L1)))
TH(L1)=TF(L1)-QQ(L1)/(2*3 141516*UC7*(X(L1+1)-X(L1)))
RETURN
end

subroutine tr6(trs,D1,D2,rcco dco,dci,rci,TT2,Tm1,KE,TIME,TD1,UFE,
&Tmed,T2,T1,Tpc Ppc,Tpr1,XX,X,dpci,Gradg,Tf,Th,KC,Qr,Dn,L1,Py,QQ,
&Tmax DF,Kf,Tr1,TFE1,Tr2,TFE2,Tr3,TFE3,Tr4)
DIMENSION Tf(50),Th(50),Tr(50),Tr1(50),Tr2(50),Tr3(50),
&Tr4(50) Tr5(50) Tr6(50) Tr7(50),rci(10),rcco(10),T1(50),
&ufe(15),Tmed(50),dco(10),dco(10),TT2(50),Tm1(50),T2(50),Py(50),
&TFE1(50) TFE2(50) TFE3(50),TFE4(50),TFE5(50),TFE6(50),QQ(50),X(50)
REAL KE,KC
TD = ((96 / 24) * TIME * 24) / (rcco(6) + 5) ** 2

IF (TD GT 15) THEN
TD1 = (.4063 + ( 5 * LOG(TD))) * (1 + ( 6 / TD))
ELSE
TD1 = 1 1281 * (TD) ** 5 * (1 - 8 3 * (TD) ** 5)
END IF

call UU(rcco,rci,ke,UFE,AA,u1,u2,u3,u4,u5,u6,u7,u8,u9,u10,
&u11 u12,u13,L1 uu1,uu2,uu3,uu4,uu5,uu6,uu7,KC,trs,Kf,UC1,UC2,UC3
& UC4 UC5,UC6 UC7)

Wf = Qr * Dn
Cf1 = ( 4248 + ((4 038 * 10 ** -4) * Py(L1)) + ((4 91 * 10 ** -8)
&*dpci ** 2) - ((3 57 * 10 ** -11) * Py(L1) ** 3))
Cf2 = ((1 0016 * 10 ** -3) - ((3 6787 * 10 ** -6) * Py(L1)) - ((3
&*10 ** -10) * Py(L1) ** 2) + ((3 4893 * 10 ** -13) * Py(L1) ** 3))
&*Tm1(L1)
Cf3 = ((-2 7674 * 10 ** -6) + ((1 18 * 10 ** -8) * Py(L1)) +
&((-2 5566 * 10 ** -12) * Py(L1) ** 2) - ((1 6099 * 10 ** -15) *
&Py(L1) ** 3)) * Tm1(L1) ** 2
Cf4 = ((4 5 * 10 ** -9) - ((1 32522 * 10 ** -11) * Py(L1)) -
&((4 7895 * 10 ** -15) * Py(L1) ** 2) + ((2 3605 * 10 ** -18) *
&Py(L1) ** 3)) * Tm1(L1) ** 3

```

DETERMINACIÓN DEL PERFIL DE TEMPERATURAS EN POZOS INYECTORES DE NITRÓGENO

```

Cf = Cf1 + Cf2 + Cf3 + Cf4
A=(WF*CF*(Kf+rc(1))*UU6*TD1)/(2^3 141516*rc(1)*UU6*Kf)
Tf(L1) = GRADG*XX+Tsup-A*(GRADG-1/(778*Cf))+(T1(0)-Tsup+A*
&(GRADG-1/(778*Cf)))^exp(-XX/A)
!Tf(L1)=73+0083*(1 658*Qr*TD1*(1-EXP(-XX/(1 658*Qr*TD1))))
QQ(L1)=2^3 141516*UU6*(Tf(L1)-T2(L1))*(X(L1+1)-X(L1))

Tr1(L1)=Tf(L1)-QQ(L1)/(2^3 141516*U1*(X(L1+1)-X(L1)))
TFE1(L1)=Tf(L1)-QQ(L1)/(2^3 141516*U2*(X(L1+1)-X(L1)))
Tr2(L1)=Tf(L1)-QQ(L1)/(2^3 141516*U3*(X(L1+1)-X(L1)))
TFE2(L1)=Tf(L1)-QQ(L1)/(2^3 141516*U4*(X(L1+1)-X(L1)))
Tr3(L1)=Tf(L1)-QQ(L1)/(2^3 141516*U5*(X(L1+1)-X(L1)))
TFE3(L1)=Tf(L1)-QQ(L1)/(2^3 141516*U6*(X(L1+1)-X(L1)))
Tr4(L1)=Tf(L1)-QQ(L1)/(2^3 141516*U7*(X(L1+1)-X(L1)))
TFE4(L1)=Tf(L1)-QQ(L1)/(2^3 141516*U8*(X(L1+1)-X(L1)))
Tr5(L1)=Tf(L1)-QQ(L1)/(2^3 141516*U9*(X(L1+1)-X(L1)))
TFE5(L1)=Tf(L1)-QQ(L1)/(2^3 141516*U10*(X(L1+1)-X(L1)))
Tr6(L1)=Tf(L1)-QQ(L1)/(2^3 141516*U11*(X(L1+1)-X(L1)))
Th(L1)=Tf(L1)-QQ(L1)/(2^3 141516*UC6*(X(L1+1)-X(L1)))

RETURN
end

```

```

subroutine tr5(D1,D2,rcco,dco,dci,rci,TT2,Tm1,KE,TIME,TD1 UFE,
&Tmed,T2,T1,Ptc,Fpc,Tp1r,XX X dpdl,Gradg,Th,Tf,KC,Qr,Dn,L1,Py,QQ,
&Tmax,DF,Kf,Tn1,TFE1,Tr2,TFE2,Tr3,TFE3,Tr4)
DIMENSION Tr(50),Th(50),Tn(50),Tn1(50),Tr2(50),Tr3(50),
&Tr4(50),Tr5(50),Tr6(50),Tr7(50),rc(10),rcco(10),T1(50),
&ufe(15),Trmed(50),dci(10),dco(10),TT2(50),Tm1(50),T2(50),Py(50),
&TFE1(50),TFE2(50),TFE3(50),TFE4(50),TFE5(50),TFE6(50) QQ(50),X(50)
REAL KE,KC
TD = ((96 / 24) * TIME * 24) / (rcco(5) + 5) ** 2

IF (TD GT 15) THEN
  TD1 = (.4063 + { 5 * LOG(TD) }) * (1 + { 6 / TD })
ELSE
  TD1 = 1.1281 * (TD) ** 5 * (1 - 8.3 * (TD) ** 5)
END IF

```

```

rcco(7)=0,rc(7)=0,rcco(6)=0,rc(6)=0,u10=0,u11=0,u12=0,u13=0
call UU(rcco,rci,ke,UFE,AA u1 u2 u3,u4 u5,u6,u7,u8,u9,u10,
&u11 u12,u13 L1 uu1,uu2,uu3,uu4,uu5,uu6,uu7,KC,trs,Kf,UC1 UC2,UC3
& UC4,UC5,UC6,UC7)

```

```

Wf = Qr * Dn
Cf1 = (.4248 + ((4 038 * 10 ** -4) * Py(L1)) + ((4 91 * 10 ** -8)
&*dpdl ** 2) - ((3 57 * 10 ** -11) * Py(L1) ** 3))
Cf2 = ((1 0016 * 10 ** -3) - ((3 6787 * 10 ** -6) * Py(L1)) - ((3
&*10 ** -10) * Py(L1) ** 2) + ((3 4893 * 10 ** -13) * Py(L1) ** 3))
&*Tm1(L1)
Cf3 = ((-2 7674 * 10 ** -6) + ((1 18 * 10 ** -8) * Py(L1)) +
&((2 5566 * 10 ** -12) * Py(L1) ** 2) - ((1 6099 * 10 ** -15) *
&Py(L1) ** 3)) * Tm1(L1) ** 2
Cf4 = ((4 5 * 10 ** -9) - ((1 32522 * 10 ** -11) * Py(L1)) -
&((4 7895 * 10 ** -15) * Py(L1) ** 2) + ((2.3605 * 10 ** -18) *
&Py(L1) ** 3)) * Tm1(L1) ** 3
Cf = Cf1 + Cf2 + Cf3 + Cf4
A=(WF*CF*(Kf+rc(1))*UU5*TD1)/(2^3 141516*rc(1)*UU5*Kf)
Tf(L1) = GRADG*XX+Tsup-A*(GRADG-1/(778*Cf))+(T1(0)-Tsup+A*
&(GRADG-1/(778*Cf)))^exp(-XX/A)
!Tf(L1)=73+0083*(1 658*Qr*TD1*(1-EXP(-XX/(1 658*Qr*TD1))))
QQ(L1)=2^3 141516*UU5*(Tf(L1)-T2(L1))*(X(L1+1)-X(L1))

```

```

Th(L1)=Tf(L1)-QQ(L1)/(2^3 141516*UC5*(X(L1+1)-X(L1)))
Tr1(L1)=Tr(L1)-QQ(L1)/(2^3 141516*U1*(X(L1+1)-X(L1)))
TFE1(L1)=Tr1(L1)-QQ(L1)/(2^3 141516*U2*(X(L1+1)-X(L1)))
Tr2(L1)=TFE1(L1)-QQ(L1)/(2^3 141516*U3*(X(L1+1)-X(L1)))
TFE2(L1)=Tr2(L1)-QQ(L1)/(2^3 141516*U4*(X(L1+1)-X(L1)))
Tr3(L1)=TFE2(L1)-QQ(L1)/(2^3 141516*U5*(X(L1+1)-X(L1)))
TFE3(L1)=Tr3(L1)-QQ(L1)/(2^3 141516*U6*(X(L1+1)-X(L1)))
Tr4(L1)=TFE3(L1)-QQ(L1)/(2^3 141516*U7*(X(L1+1)-X(L1)))
TFE4(L1)=Tr4(L1)-QQ(L1)/(2^3 141516*U8*(X(L1+1)-X(L1)))
Tr5(L1)=TFE4(L1)-QQ(L1)/(2^3 141516*U9*(X(L1+1)-X(L1)))

```

```

RETURN
end

```

DETERMINACIÓN DEL PERFIL DE TEMPERATURAS EN POZOS INYECTORES DE NITRÓGENO

```

subroutine tr4(trs,D1,D2,rcco,dco,dci,rci,TT2,Tm1,KE,TIME,TD1,UFE,
&Tmed,T2,T1,Tpc,Ppc,Tpr1,XX,X,dpd1,Gradg,Tf,Th,KC,Qr,Dn,L1,Py,QQ,
&Tmax,DF,Kf,Tn1,TFE1,Tn2,TFE2,Tn3,TFE3,Tn4,Tsup)
  DIMENSION T(50),Th(50),Tn(50),Trn1(50),Tn2(50),Trn3(50)
&Trn4(50),Trn5(50),Trn6(50),Trn7(50),rc(10),rcco(10),T1(50),
&ufef(15),Tmed(50),dci(10),dco(10),TT2(50),Tm1(50),T2(50),Py(50),
&TFE1(50),TFE2(50),TFE3(50),TFE4(50),TFE5(50),TFE6(50),QQ(50),X(50)
real Kf

```

$$TD = (DF * TIME) / (rcco(4) + 5) ** 2$$

```

IF (TD GT 15) THEN
  TD1 = ( 4063 + ( 5 * LOG(TD))) * (1 + ( 6 / TD))
ELSE
  TD1 = 1 1281 * TD ** 5 * (1 - 8 3 * (TD) ** 5)
END IF

```

```

call UU(rcco,rci,ke,UFE,AA,u1,u2,u3,u4,u5,u6,u7,u8,u9,u10,
&u11,u12,u13,L1,uu1,uu2,uu3,uu4,uu5,uu6,uu7,KC,rs,Kf,UC1,UC2,UC3
&UC4,UC5,UC6,UC7)

```

```

Wf = 967*0764*Qr
Cf1 = ( 4248 + ((4 038 * 10 ** -4) * Py(L1)) + ((4 91 * 10 ** -8)
&*dpd1 ** 2) - ((3 57 * 10 ** -11) * Py(L1) ** 3))
Cf2 = ((1 0016 * 10 ** -3) - ((3 6787 * 10 ** -6) * Py(L1)) - ((3
&*10 ** -10) * Py(L1) ** 2) + ((3 4893 * 10 ** -13) * Py(L1) ** 3))
&*Tm1(L1)
Cf3 = ((-2 7674 * 10 ** -6) + ((1 18 * 10 ** -8) * Py(L1)) +
&((-2 5566 * 10 ** -12) * Py(L1) ** 2) - ((1 6099 * 10 ** -15) *
&Py(L1) ** 3)) * Tm1(L1) ** 2
Cf4 = ((4 5 * 10 ** -9) - ((1 32522 * 10 ** -11) * Py(L1)) -
&((4 7895 * 10 ** -15) * Py(L1) ** 2) + ((2 3605 * 10 ** -18) *
&Py(L1) ** 3)) * Tm1(L1) ** 3
Cf = Cf1 + Cf2 + Cf3 + Cf4
A=(Wf*Cf1*(Kf+rc(1))*UU4*TD1)/(2*3 141516*rc(1)*UU4*Kf)
!print *, A= A
Tf(L1) = GRADG*XX+Tsup-A*(GRADG-1/(778*Cf1))+Tf1(0)-Tsup+A*
&(GRADG-1/(778*Cf1))*exp(-XX/A)
!print *,Tf(L1);stop
!Tf(L1)=73+ 0083*(1 658*Qr*TD1*(1-EXP(-XX/(1 658*Qr*TD1))))

```

$$QQ(L1)=2*3 141516*UU4*Tf(L1)-T2(L1))*(X(L1+1)-X(L1))$$

```

Trn1(L1)=Tf(L1)-QQ(L1)/(2*3 141516*U1*(X(L1+1)-X(L1)))
TFE1(L1)=Tf(L1)-QQ(L1)/(2*3 141516*U2*(X(L1+1)-X(L1)))
Trn2(L1)=Tf(L1)-QQ(L1)/(2*3 141516*U3*(X(L1+1)-X(L1)))
TFE2(L1)=Tf(L1)-QQ(L1)/(2*3 141516*U4*(X(L1+1)-X(L1)))
Trn3(L1)=Tf(L1)-QQ(L1)/(2*3 141516*U5*(X(L1+1)-X(L1)))
TFE3(L1)=Tf(L1)-QQ(L1)/(2*3 141516*U6*(X(L1+1)-X(L1)))
Trn4(L1)=Tf(L1)-QQ(L1)/(2*3 141516*U7*(X(L1+1)-X(L1)))
Th(L1)= Tf(L1)-QQ(L1)/(2*3 141516*UC4*(X(L1+1)-X(L1)))
!PRINT *, U1,U2,U3,U4,U5,U6,U7
!PRINT *
!print * QQ(L1),Tf(1),Trn1(1),TFE1(1),Trn2(1),TFE2(1)
!PRINT *
!print * Trn3(1),TFE3(1),Trn4(1),Th(L1),T2(L1)
!STOP
!print *,u1,u2,u3,u4,u5
RETURN
end

```

```

subroutine tr3(trs,D1,D2,rcco,dco,dci,rci,TT2,Tm1,KE,TIME,TD1,UFE,
&Tmed,T2,T1,Tpc,Ppc,Tpr1,XX,X,dpd1,Gradg,Tf,Th,KC,Qr,Dn,L1,Py,QQ,
&Tmax,DF,Kf,Tn1,TFE1,Tn2,TFE2,Tn3,TFE3,Tn4,Tsup)
  DIMENSION T(50),Th(50),Tn(50),Trn1(50),Tn2(50),Trn3(50)
&Trn4(50),Trn5(50),Trn6(50),Trn7(50),rc(10),rcco(10),T1(50),
&ufef(15),Tmed(50),dci(10),dco(10),TT2(50),Tm1(50),T2(50),Py(50),
&TFE1(50),TFE2(50),TFE3(50),TFE4(50),TFE5(50),TFE6(50),QQ(50),X(50)
REAL KE,KC

```

$$TD = ((96 / 24) * TIME * 24) / (rcco(3) + 5) ** 2$$

```

IF (TD GT 15) THEN
  TD1 = ( 4063 + ( 5 * LOG(TD))) * (1 + ( 6 / TD))
ELSE
  TD1 = 1 1281 * (TD) ** 5 * (1 - 8 3 * (TD) ** 5)
END IF

```

DETERMINACIÓN DEL PERFIL DE TEMPERATURAS EN POZOS INYECTORES DE NITRÓGENO

```

call UU(rcco,rci,ke,UFE,AA,u1,u2,u3,u4,u5,u6,u7,u8,u9,u10,
&u11,u12,u13,L1,uu1,uu2,uu3,uu4,uu5,uu6,uu7,KC,trs,Kf,UC1,UC2,UC3
& UC4,UC5 UC6,UC7)

Wf = 967* 0764 * Qi
Cf1 = ( 4248 + ((4 038 * 10 ** -4) * Py(L1)) + ((4 91 * 10 ** -8)
&*dpd1 ** 2) - ((3.57 * 10 ** -11) * Py(L1) ** 3))
Cf2 = ((1 0016 * 10 ** -3) - ((3 6787 * 10 ** -6) * Py(L1)) - ((3
&*10 ** -10) * Py(L1) ** 2) + ((3 4893 * 10 ** -13) * Py(L1) ** 3))
&*Tm1(L1)
Cf3 = ((-2 7674 * 10 ** -6) + ((1 18 * 10 ** -8) * Py(L1)) +
&((2 5566 * 10 ** -12) * Py(L1) ** 2) - ((1 6099 * 10 ** -15) *
&Py(L1) ** 3)) * Tm1(L1) ** 2
Cf4 = ((4 5 * 10 ** -9) - ((1 32522 * 10 ** -11) * Py(L1)) -
&((4 7895 * 10 ** -15) * Py(L1) ** 2) + ((2 3605 * 10 ** -18) *
&Py(L1) ** 3)) * Tm1(L1) ** 3
Cf = Cf1 + Cf2 + Cf3 + Cf4
A=(Wf*Cf*(Kf+rci(1)**UU3*TD1))/(2*3 141516*rci(1)**UU3*Kf)
Tf(L1) = GRADG*XX+Tsup-A*(GRADG-1/(778*Cf))+(T1(0)-Tsup+A*
&(GRADG-1/(778*Cf)))**exp(-XX/A)

Tf(L1)=73+ 0083*(1 658*Qi*TD1*(1-EXP(-XX/(1 658*Qi*TD1))))
QQ(L1)=2*3 141516*UU3*(Tf(L1)-T2(L1))*(X(L1+1)-X(L1))

Tn1(L1)=Tf(L1)-QQ(L1)/(2*3 141516*U1*(X(L1+1)-X(L1)))
TFE1(L1)=Tf(L1)-QQ(L1)/(2*3 141516*U2*(X(L1+1)-X(L1)))
Tn2(L1)=Tf(L1)-QQ(L1)/(2*3 141516*U3*(X(L1+1)-X(L1)))
TFE2(L1)=Tf(L1)-QQ(L1)/(2*3 141516*U4*(X(L1+1)-X(L1)))
Tn3(L1)=Tf(L1)-QQ(L1)/(2*3 141516*U5*(X(L1+1)-X(L1)))
Th(L1)= Tf(L1)-QQ(L1)/(2*3 141516*UC3*(X(L1+1)-X(L1)))

!PRINT
!prnt ",QQ(L1),Tf(1),Tn1(1),Tn2(1),Tn3(1),Th(L1),T2(L1)
!stop
RETURN
end

subroutine tr2(trs,D1 D2 rcco dco,dcrci,TT2 Tm1,KE,TIME,TD1,UFE
&Tmed T2,T1 Tpc,Ppc,Tpr1 XX,X,dpd1,Gradg,Tf,Th,Kc,Qi,Dn,L1,Py,QQ,
&Tmax,DF,Kf,Tn1,TFE1,Tn2 TFE2,Tn3,TFE3,Tn4,Tsup)
DIMENSION Tr(50),Th(50),Tn(50),Tn1(50),Tn2(50),Tn3(50),
&Tn4(50),Tr5(50),Tn6(50),Tn7(50),rci(10),rcco(10),T1(50),
&ufe(15),Tmed(50),dco(10) aco(10) TT2(50),Tm1(50),T2(50) Py(50),
&TFE1(50),TFE2(50),TFE3(50) TFE4(50) TFE5(50) TFE6(50) QQ(50),X(50)
REAL KE,KC
TD = ( 96 * TIME) / (rcco(2) + 5) ** 2

IF (TD GT 1.5) THEN
TD1 = ( 4063 + ( 5 * LOG(TD))) * ( 1 + (.6 / TD))
ELSE
TD1 = 1.1281 * (TD) ** 5 * ( 1 - 8.3 * (TD) ** 5)
END IF
!PRINT ",KC KFE(1),TRS=", TRS
!stop
call UU(rcco rci ke,UFE,AA u1,u2 u3 u4 u5,u6,u7 u8 u9 u10,
&u11 u12 u13,L1 uu1 uu2,uu3 uu4,uu5 uu6,uu7 KC,trs,Kf UC1 UC2,UC3
& UC4,UC5 UC6 UC7)

Wf = 967* 0764 * Qi
Cf1 = ( 4248 + ((4 038 * 10 ** -4) * Py(L1)) + ((4 91 * 10 ** -8)
&*dpd1 ** 2) - ((3.57 * 10 ** -11) * Py(L1) ** 3))
Cf2 = ((1 0016 * 10 ** -3) - ((3 6787 * 10 ** -6) * Py(L1)) - ((3
&*10 ** -10) * Py(L1) ** 2) + ((3 4893 * 10 ** -13) * Py(L1) ** 3))
&*Tm1(L1)
Cf3 = ((-2 7674 * 10 ** -6) + ((1 18 * 10 ** -8) * Py(L1)) +
&((2 5566 * 10 ** -12) * Py(L1) ** 2) - ((1 6099 * 10 ** -15) *
&Py(L1) ** 3)) * Tm1(L1) ** 2
Cf4 = ((4 5 * 10 ** -9) - ((1 32522 * 10 ** -11) * Py(L1)) -
&((4 7895 * 10 ** -15) * Py(L1) ** 2) + ((2 3605 * 10 ** -18) *
&Py(L1) ** 3)) * Tm1(L1) ** 3
Cf = Cf1 + Cf2 + Cf3 + Cf4
A=(Wf*Cf*(Kf+rci(1)**UU2*TD1))/(2*3 141516*rci(1)**UU2*Kf)
Tf(L1) = GRADG*XX+Tsup-A*(GRADG-1/(778*Cf))+(T1(0)-Tsup+A*
&(GRADG-1/(778*Cf)))**exp(-XX/A)

Tf(L1)=73+ 0083*(1 658*Qi*TD1*(1-EXP(-XX/(1 658*Qi*TD1))))
QQ(L1)=2*3 141516*UU2*(Tf(L1)-T2(L1))*(X(L1+1)-X(L1))

Th(L1)= Tf(L1)-QQ(L1)/(2*3 141516*UC2*(X(L1+1)-X(L1)))

```

DETERMINACIÓN DEL PERFIL DE TEMPERATURAS EN POZOS INYECTORES DE NITRÓGENO

```

Tn1(L1)=T(L1)-QQ(L1)/(2*3 141516*U1*(X(L1+1)-X(L1)))
TFE1(L1)=T(L1)-QQ(L1)/(2*3 141516*U2*(X(L1+1)-X(L1)))
Tn2(L1)=T(L1)-QQ(L1)/(2*3 141516*U3*(X(L1+1)-X(L1)))
'PRINT *
'pml *,QQ(L1) T1(1) Tn1(1) TFE1(L1),Tn2(1) Th(L1),T2(L1)
'STOP
RETURN
end

subroutine tr1(rs D1 D2,rcco,dco,dci rci,TT2,Tm1,KE,TIME TD1,UFE,
&Tmed,T2,T1 Tpc,Ppc,Tpr1,XX,X,dpol,Gradg T1,Th KC,Qi,Dn L1 Py QQ,
&Tmax,DF,Kf,Tn1,TFE1,Tn2,TFE2,Tn3,TFE3,Tn4,Tsup)
DIMENSION T1(50),Th(50) Tn(50) Tn1(50),Tn2(50) Tn3(50),
&Tn4(50),Tn5(50) Tn6(50),Tn7(50),rci(10),rcco(10),T1(50),
&ufe(15),Tmed(50) dco(10),dco(10),TT2(50),Tm1(50),T2(50),Py(50),
&TFE1(50),TFE2(50) TFE3(50) TFE4(50),TFE5(50),TFE6(50),QQ(50),X(50)
REAL KE,KC
TD = (( 96 / 24) * TIME * 24) / (rcco(1) + 5) ** 2

IF (TD GT 15) THEN
TD1 = ( 4063 + ( 5 * LOG(TD))) * ( 1 + 6 / TD)
ELSE
TD1 = 1 1281 * (TD) ** 5 * (1 - 8 3 * (TD) ** 5)
ENDIF
'PRINT *,TD1= TD1
call UU(rcco,rci,ke,UFE,AA,u1,u2,u3,u4,u5,u6,u7,u8,u9,u10
&u11,u12,u13,L1,u1,u2,u3,u4,u5,u6,u7,KC,rs,Kf,UC1,UC2,UC3
&UC4,UC5,UC6,UC7)

Wf = 967* 0764 * Qi
Cf1 = ( 4248 + ((4 038 * 10 ** -4) * Py(L1)) + ((4 91 * 10 ** -8)
& * dp1 ** 2) - ((3 57 * 10 ** -11) * Py(L1) ** 3))
Cf2 = ((1 0016 * 10 ** -3) - ((3 6787 * 10 ** -6) * Py(L1)) - ((3
& * 10 ** -10) * Py(L1) ** 2) + ((3 4893 * 10 ** -13) * Py(L1) ** 3))
& * Tm1(L1)
Cf3 = ((-2 7674 * 10 ** -6) + ((1 18 * 10 ** -8) * Py(L1)) +
& ((2 5566 * 10 ** -12) * Py(L1) ** 2) - ((1 6099 * 10 ** -15) *
& Py(L1) ** 3)) * Tm1(L1) ** 2
Cf4 = ((4 5 * 10 ** -9) - ((1 32522 * 10 ** -11) * Py(L1)) -
& ((4 7895 * 10 ** -15) * Py(L1) ** 2) + ((2 3605 * 10 ** -18) *
& Py(L1) ** 3)) * Tm1(L1) ** 3
Cf = Cf1 + Cf2 + Cf3 + Cf4

A=(Wf*Cf*(Kf+rci(1)*UU1*TD1))/(2*3 141516*rci(1)*UU1*Kf)
Tf(L1) = GRADG*XX+Tsup-A*(GRADG-1/(778*Cf))+T(0)-Tsup+A*
&(GRADG-1/(778*Cf))*exp(-XX/A)
IT(L1)=73+ 0083*(1 658*Q*TD1*(1-EXP(-XX/(1 658*Q*TD1))))
'pml *
'pml *,Tf(1),T2(1),Tf(L1-1)
'STOP
QQ(L1)=2*3 141516*UU1*(Tf(1)-T2(L1))*X(L1+1)-X(L1)

Th(L1)= Tf(L1)-QQ(L1)/(2*3 141516*UC1*(X(L1+1)-X(L1)))
Tn1(L1)=Tf(L1)-QQ(L1)/(2*3 141516*U1*(X(L1+1)-X(L1)))
RETURN
end

SUBROUTINE UU(rcco,rci,ke,UFE,AA,u1,u2,u3,u4,u5,u6,u7,u8,u9,u10,
&u11,u12,u13,L1,u1,u2,u3,u4,u5,u6,u7,KC,rs,Kf,UC1,UC2,UC3
&UC4,UC5,UC6,UC7)

DIMENSION rci(50),rcco(50),UFE(15)
REAL K,KE,KC,UC1,UC2,UC3,UC4,UC5,UC6,UC7 uu1,u2,u3,u4,u5,u6
&,uu7

hf=4112
'pml *,KE,KC,UFE(3)
'stop
! calculo de los coeficientes globales particulares
if (rs .eq 7) then
goto 60
endif
if (rs .eq 6) then
rcco(7)=0,rci(7)=0 u12=0,u13=0
goto 61
endif

if (rs .eq 5) then
rcco(7)=0 rci(7)=0,rcco(6)=0,rci(6)=0,u10=0,u11=0 u12=0 u13=0

```

DETERMINACIÓN DEL PERFIL DE TEMPERATURAS EN POZOS INYECTORES DE NITRÓGENO

```

goto 62
endif

if (trs eq 4) then
!print ",print" * trs=:trs
rcoa(7)=0 rci(7)=0 rcoa(6)=0 rci(6)=0,rcoa(5)=0,rci(5)=0
u8=0,u9=0,u10=0;u11=0,u12=0,u13=0
goto 63
endif

if (trs eq 3) then
rcoa(7)=0,rci(7)=0,rcoa(6)=0,rci(6)=0,rcoa(5)=0,rci(5)=0
rcoa(4)=0,rci(4)=0
u6=0;u7=0 u8=0,u9=0,u10=0,u11=0;u12=0,u13=0
goto 64
endif

if (trs eq 2) then
rcoa(7)=0 rci(7)=0,rcoa(6)=0,rci(6)=0 rcoa(5)=0 rci(5)=0
rcoa(4)=0 rci(4)=0 rcoa(3)=0 rci(3)=0
u4=0;u5=0,u6=0;u7=0,u8=0,u9=0,u10=0,u11=0,u12=0 u13=0
goto 65
endif

if (trs eq 1) then
rcoa(7)=0,rci(7)=0,rcoa(6)=0,rci(6)=0,rcoa(5)=0,rci(5)=0
rcoa(4)=0 rci(4)=0,rcoa(3)=0,rci(3)=0,rcoa(2)=0,rci(2)=0
u2=0;u3=0,u4=0;u5=0,u6=0,u7=0;u8=0,u9=0;u10=0;u11=0,u12=0,u13=0
goto 66
endif

```

```

60 U13 = (1/(rci(1)*hf)+LOG(rcoa(1)/rci(1)))/ KE
&+LOG(rci(2)/rcoa(1))/UFE(1)+LOG(rcoa(2)/rci(2))/ KE
&+LOG(rci(3)/rcoa(2))/UFE(2)+LOG(rcoa(3)/rci(3))/ KE
&+LOG(rci(4)/rcoa(3))/UFE(3)+LOG(rcoa(4)/rci(4))/ KE
&+LOG(rci(5)/rcoa(4))/UFE(4)+LOG(rcoa(5)/rci(5))/ KE
&+LOG(rci(6)/rcoa(5))/UFE(5)+LOG(rcoa(6)/rci(6))/ KE
&+LOG(rci(7)/rcoa(6))/UFE(6)+LOG((rcoa(7)-rci(7))/2)
&/rci(7))/ KE)**-1
!PRINT ' U1 U2,U3 U4,U5,U6,U7,U8
!STOP

```

```

U12 = (1/(rci(1)*hf)+LOG(rcoa(1)/rci(1)))/ KE
&+LOG(rci(2)/rcoa(1))/UFE(1)+LOG(rcoa(2)/rci(2))/ KE
&+LOG(rci(3)/rcoa(2))/UFE(2)+LOG(rcoa(3)/rci(3))/ KE
&+LOG(rci(4)/rcoa(3))/UFE(3)+LOG(rcoa(4)/rci(4))/ KE
&+LOG(rci(5)/rcoa(4))/UFE(4)+LOG(rcoa(5)/rci(5))/ KE
&+LOG(rci(6)/rcoa(5))/UFE(5)+LOG(rcoa(6)/rci(6))/ KE
&+LOG((rcoa(6)+rci(7)-rcoa(6))/2)/rcoa(6))/ UFE(6))** -1

```

```

61 U11 = (1/(rci(1)*hf)+LOG(rcoa(1)/rci(1)))/ KE
&+LOG(rci(2)/rcoa(1))/UFE(1)+LOG(rcoa(2)/rci(2))/ KE
&+LOG(rci(3)/rcoa(2))/UFE(2)+LOG(rcoa(3)/rci(3))/ KE
&+LOG(rci(4)/rcoa(3))/UFE(3)+LOG(rcoa(4)/rci(4))/ KE
&+LOG(rci(5)/rcoa(4))/UFE(4)+LOG(rcoa(5)/rci(5))/ KE
&+LOG(rcoa(6)/rcoa(5))/UFE(5)+LOG((rci(6)+rcoa(6)-rci(6))/2)
&/rci(6))/ KE)** -1

```

```

U10 = (1/(rci(1)*hf)+LOG(rcoa(1)/rci(1)))/ KE
&+LOG(rci(2)/rcoa(1))/UFE(1)+LOG(rcoa(2)/rci(2))/ KE
&+LOG(rci(3)/rcoa(2))/UFE(2)+LOG(rcoa(3)/rci(3))/ KE
&+LOG(rci(4)/rcoa(3))/UFE(3)+LOG(rcoa(4)/rci(4))/ KE
&+LOG(rci(5)/rcoa(4))/UFE(4)+LOG(rcoa(5)/rci(5))/ KE
&+LOG((rcoa(5)+rci(6)-rcoa(5))/2)/rcoa(5))/ UFE(5))** -1
!PRINT ' U1 U2,U3,U4,U5,U6,U7,U8
!STOP

```

```

62 U9 = (1/(rci(1)*hf)+LOG(rcoa(1)/rci(1)))/ KE
&+LOG(rci(2)/rcoa(1))/UFE(1)+LOG(rcoa(2)/rci(2))/ KE
&+LOG(rci(3)/rcoa(2))/UFE(2)+LOG(rcoa(3)/rci(3))/ KE
&+LOG(rci(4)/rcoa(3))/UFE(3)+LOG(rcoa(4)/rci(4))/ KE
&+LOG(rci(5)/rcoa(4))/UFE(4)+LOG((rci(5)+rcoa(5)-rci(5))/2)
&/rci(5))/ KE)** -1

```

```

U8 = (1/(rci(1)*hf)+LOG(rcoa(1)/rci(1)))/ KE
&+LOG(rci(2)/rcoa(1))/UFE(1)+LOG(rcoa(2)/rci(2))/ KE
&+LOG(rci(3)/rcoa(2))/UFE(2)+LOG(rcoa(3)/rci(3))/ KE
&+LOG(rcoa(3)/rci(3))/ KE+LOG(rci(4)/rcoa(3))/ UFE(3)
&+LOG(rcoa(4)/rci(4))/ KE+LOG((rcoa(4)+rci(5)-rcoa(4))/2)
&/rcoa(4))/ UFE(4))** -1

```

```

63 U7 = (1/(rci(1)*hf)+LOG(rcoa(1)/rci(1)))/ KE
&+LOG(rci(2)/rcoa(1))/UFE(1)+LOG(rcoa(2)/rci(2))/ KE
&+LOG(rci(3)/rcoa(2))/UFE(2)+LOG(rcoa(3)/rci(3))/ KE

```

DETERMINACIÓN DEL PERFIL DE TEMPERATURAS EN POZOS INYECTORES DE NITRÓGENO

```

&+LOG(rci(4)/rcco(3))/ UFE(3)+LOG((rci(4)+rcco(4)-rci(4))/2)
&/rci(4)) KE)**-1
!print ",u7=" u7
U6 = (1/(rci(1)*hf)+LOG(rcco(1)/rci(1)))/ KE
&+LOG(rci(2)/rcco(1))/UFE(1)+LOG(rcco(2)/rci(2))/ KE
&+LOG(rci(3)/rcco(2))/UFE(2)+LOG(rcco(3)/rci(3))/ KE
&+LOG((rcco(3)+rci(4)-rcco(3))/2)/rcco(3))/ UFE(3))**-1
!print ",print ",u6=" u6
64 U5 = (1/(rci(1)*hf)+LOG(rcco(1)/rci(1)))/ KE+LOG(rcco(2)/rcco(1))
&/UFE(1)+LOG(rcco(2)/rci(2))/ KE+LOG(rcco(3)/rcco(2))/
&/UFE(2)+LOG(rcco(3)/rci(3))/ KE)**-1
!print ",print ",u5=" u5
U4 = (1/(rci(1)*hf)+LOG(rcco(1)/rci(1)))/ KE
&+LOG(rci(2)/rcco(1))/UFE(1)+LOG((rcco(2)+rci(2))/ KE+
&/LOG((rcco(2)+rci(3)-rcco(2))/2)/rcco(2))/ UFE(2))**-1
!print ",print ",u4=" u4
65 U3 = (1/(rci(1)*hf)+LOG(rcco(1)/rci(1)))/ KE
&-LOG(rci(2)/rcco(1))/UFE(1)+LOG((rci(2)+rcco(2)-rci(2))/2)
&/rci(2))/ KE)**-1
!print ",print ",u3=" u3
U2 = (1/(rci(1)*hf)+LOG(rcco(1)/rci(1)))/ KE
&+LOG((rcco(1)+rci(2)-rcco(1))/2)/rcco(1))/ UFE(1))**-1
!print ",print ",u2=" u2
66 U1 = (1 / (rci(1)*hf) + LOG((rci(1)+rcco(1)-rci(1))/2)
&/rci(1))/ KE)**-1

!print ",print ",u1=" u1
!print "trs=",trs
!STOP

! calculo de los coeficientes globales totales
if (trs eq 7) then
uu7=(1/(rci(1)*hf)+LOG(rcco(1)/rci(1)))/ KE
&+LOG(rci(2)/rcco(1))/UFE(1)+LOG(rcco(2)/rci(2))/ KE
&+LOG(rci(3)/rcco(2))/UFE(2)+LOG(rcco(3)/rci(3))/ KE
&+LOG(rci(4)/rcco(3))/UFE(3)+LOG(rcco(4)/rci(4))/ KE
&+LOG(rci(5)/rcco(4))/UFE(4)+LOG(rcco(5)/rci(5))/ KE
&+LOG(rci(6)/rcco(5))/UFE(5)+LOG(rcco(6)/rci(6))/ KE
&+LOG(rci(7)/rcco(6))/UFE(6)+LOG((rci(7)+rcco(7)-rci(7))/2)
&/rci(7))/ KE+LOG((25+rcco(7))/rcco(7))/ KC
&+LOG((5 25+rcco(7))/( 25+rcco(7)))/ Kf)**-1
UC7=(1/(rci(1)*hf)+LOG(rcco(1)/rci(1)))/ KE
&+LOG(rci(2)/rcco(1))/UFE(1)+LOG(rcco(2)/rci(2))/ KE
&+LOG(rci(3)/rcco(2))/UFE(2)+LOG(rcco(3)/rci(3))/ KE
&+LOG(rci(4)/rcco(3))/UFE(3)+LOG(rcco(4)/rci(4))/ KE
&+LOG(rci(5)/rcco(4))/UFE(4)+LOG(rcco(5)/rci(5))/ KE
&+LOG(rci(6)/rcco(5))/UFE(5)+LOG(rcco(6)/rci(6))/ KE
&+LOG(rci(7)/rcco(6))/UFE(6)+LOG(rcco(7)+rcco(7)-rci(7))/2)
&/rci(7))/ KE+LOG(( 25+rcco(7))/rcco(7))/ KC)**-1
endif

if (trs eq 6) then
rcco(7)=0,rci(7)=0
u6=(1/(rci(1)*hf)+LOG(rcco(1)/rci(1)))/ KE
&+LOG(rci(2)/rcco(1))/UFE(1)+LOG(rcco(2)/rci(2))/ KE
&+LOG(rci(3)/rcco(2))/UFE(2)+LOG(rcco(3)/rci(3))/ KE
&+LOG(rci(4)/rcco(3))/UFE(3)+LOG(rcco(4)/rci(4))/ KE
&+LOG(rci(5)/rcco(4))/UFE(4)+LOG(rcco(5)/rci(5))/ KE
&+LOG(rcco(6)/rci(6))/2)
&/rci(6))/ KE+LOG((25+rcco(6))/rcco(6))/ KC
&+LOG((5 25+rcco(6))/( 25+rcco(6)))/ Kf)**-1
UC6=(1/(rci(1)*hf)+LOG(rcco(1)/rci(1)))/ KE
&+LOG(rci(2)/rcco(1))/UFE(1)+LOG(rcco(2)/rci(2))/ KE
&+LOG(rci(3)/rcco(2))/UFE(2)+LOG(rcco(3)/rci(3))/ KE
&+LOG(rci(4)/rcco(3))/UFE(3)+LOG(rcco(4)/rci(4))/ KE
&+LOG(rci(5)/rcco(4))/UFE(4)+LOG(rcco(5)/rci(5))/ KE
&+LOG(rci(6)/rcco(5))/UFE(5)+LOG(rcco(6)+rcco(6)-rci(6))/2)
&/rci(6))/ KE+LOG(( 25+rcco(6))/rcco(6))/ KC)**-1
endif

if (trs eq 5) then
rcco(7)=0,rci(7)=0 rcco(6)=0 rci(6)=0
u5=u9=(LOG((rcco(5)-rci(5))/2)
&/rci(5))/ KE+LOG(( 25+rcco(5))/rcco(5))/ KC
&+LOG((5 25+rcco(5))/( 25+rcco(5)))/ Kf)**-1
UC5=(1/(rci(1)*hf)+LOG(rcco(1)/rci(1)))/ KE

```

DETERMINACIÓN DEL PERFIL DE TEMPERATURAS EN POZOS INYECTORES DE NITRÓGENO

```

&+LOG(rci(2)/rcoa(1))/UFE(1)+LOG(rcoa(2)/rci(2))/ KE
&+LOG(rci(3)/rcoa(2))/UFE(2)+LOG(rcoa(3)/rci(3))/ KE
&+LOG(rci(4)/rcoa(3))/UFE(3)+LOG(rcoa(4)/rci(4))/ KE
&+LOG(rci(5)/rcoa(4))/UFE(4)+LOG((rci(5)+rcoa(5)-rci(5))/2)
&/rci(5))/ KE+LOG(( 25+rcoa(5))/rcoa(5))/ KC)**-1
endif

if (trs.eq 4) then
  'print', rci(1),rcoa(1),rci(2),rcoa(2) rci(3),rcoa(3),rci(4),
  'rcoa(4)
  'PRINT ', KE,UFE(1),UFE(2),UFE(3),KC,KF
  uu4=(1/(rci(1)*hf)+LOG(rcoa(1)/rci(1)))/ KE
  &+LOG(rci(2)/rcoa(1))/UFE(1)+LOG(rcoa(2)/rci(2))/ KE
  &+LOG(rci(3)/ rcoa(2))/UFE(2)+LOG(rcoa(3)/rci(3))/ KE
  &+LOG(rci(4)/rcoa(3))/ UFE(3)+LOG(rcoa(4)/rci(4))/ KE
  &+LOG(( 25+rcoa(4))/rcoa(4))/ KC+LOG((5 25+rcoa(4)))/ ( 25+rcoa(4)))
  &/ Kf)**-1
  UC4=(1/(rci(1)*hf)+LOG(rcoa(1)/rci(1)))/ KE
  &+LOG(rci(2)/rcoa(1))/UFE(1)+LOG(rcoa(2)/rci(2))/ KE
  &+LOG(rci(3)/ rcoa(2))/UFE(2)+LOG(rcoa(3)/rci(3))/KE
  &+LOG(rci(4)/rcoa(3))/ UFE(3)+LOG((rci(4)+rcoa(4)-rci(4))/2)
  &/rci(4))/ KE+LOG(( 25+rcoa(4))/rcoa(4))/ KC)**-1
  'print ',uu4=',uu4','UC4=',UC4
  'stop
endif

'stop
if (trs eq. 3) then
  rcoa(7)=0,rci(7)=0,rcoa(6)=0,rci(6)=0,rcoa(5)=0,rci(5)=0
  rcoa(4)=0,rci(4)=0
  uu3=(1/(rci(1)*hf)+LOG(rcoa(1)/rci(1)))/ KE+LOG(rci(2)/rcoa(1))
  &/UFE(1)+LOG(rcoa(2)/rci(2))/ KE+LOG(rci(3)/rcoa(2))/
  &UFE(2)+LOG(rcoa(3)/rci(3))/ KE+LOG((rcoa(3)+rci(3))/2)
  &/rci(3))/ KE+LOG(( 25+rcoa(3))/rcoa(3))/ KC
  &+LOG((5 25+rcoa(3))/ ( 25+rcoa(3)))/ Kf)**-1
  UC3=(1/(rci(1)*hf)+LOG(rcoa(1)/rci(1)))/ KE+LOG(rci(2)/rcoa(1))
  &/UFE(1)+LOG(rcoa(2)/rci(2))/ KE+LOG(rci(3)/rcoa(2))/
  &UFE(2)+LOG(rcoa(3)/rci(3))/ KE+LOG(( 25+rcoa(3))/rcoa(3))
  &/ KC)**-1
endif

if (trs.eq 2) then
  rcoa(7)=0,rci(7)=0,rcoa(6)=0,rci(6)=0,rcoa(5)=0,rci(5)=0
  rcoa(4)=0,rci(4)=0,rcoa(3)=0,rci(3)=0
  uu2=(1/(rci(1)*hf)+LOG(rcoa(1)/rci(1)))/ KE
  &+LOG(rci(2)/rcoa(1))/UFE(1)+LOG((rci(2)+rcoa(2)-rci(2))/2)
  &/rci(2))/ KE+LOG((rcoa(2)+rci(2))/2)
  &/rci(2))/ KE+LOG(( 25+rcoa(2))/rcoa(2))/ KC
  &+LOG((5 25+rcoa(2))/ ( 25+rcoa(2)))/ Kf)**-1
  UC2=(1/(rci(1)*hf)+LOG(rcoa(1)/rci(1)))/ KE
  &+LOG(rci(2)/rcoa(1))/UFE(1)+LOG((rci(2)+rcoa(2)-rci(2))/2)
  &/rci(2))/ KE+LOG(( 25+rcoa(2))/rcoa(2))/ KC)**-1
  'print '
  'print ' u3 rcoa(2) rci(2),KE,UFE(1),Kf KC
  'print ',trs=' trs uu2
  'stop
endif

if (trs eq 1) then
  rcoa(7)=0,rci(7)=0,rcoa(6)=0,rci(6)=0,rcoa(5)=0,rci(5)=0
  rcoa(4)=0,rci(4)=0,rcoa(3)=0,rci(3)=0,rcoa(2)=0,rci(2)=0
  uu1=(1/(rci(1)*hf) + LOG((rci(1)+rcoa(1)-rci(1))/2)
  &/rci(1))/ KE+LOG((rcoa(1)+rci(1))/2)
  &/rci(1))/ KE+LOG(( 25+rcoa(1))/rcoa(1))/ KC
  &+LOG((5 25+rcoa(1))/ ( 25+rcoa(1)))/ Kf)**-1
  UC1=(1/(rci(1)*hf) + LOG((rci(1)+rcoa(1)-rci(1))/2)
  &/rci(1))/ KE+LOG(( 25+rcoa(1))/rcoa(1))/ KC)**-1

endif
RETURN
end

```

REFERENCIAS

- 1 Clancy, J P., Kroll D E. and Gilchrist, R E.. "How Nitrogen is Produced and Used for Enhanced Recovery," World Oil (Oct. 1981) 233-244.
2. Asharif, H. M.: "Experimental Investigation of Oil Miscible Displacement by Nitrogen," Ph D. Dissertation University of Michigan, (1984), 142pp.
- 3 Alcocer A C : "A Laboratory Study with a Light Crude Oil to Determine the Effect of High - Pressure Nitrogen Injection on Enhanced Oil Recovery," Ph D. dissertation, University of Oklahoma, Norman, OK (1982).
4. Ahmed, T. H : "An experimental Study of Crude Oil Recovery by High Pressure Nitrogen Injection," Ph D dissertation, University of Oklahoma, Norman, OK. (1980).
- 5 Chowdhry, M A.: "Study of Oil Vaporization and Miscible Displacement During High Pressure Injection of Various Gases," M Sc. report University of Oklahoma, Norman, OK (1978)
- 6 arborough, L And Smith, L R.: "Solvent and Driving Gas Compositions for Miscible Slug Displacement," SPEJ (Sep. 1970) 298-310.
- 7 Arriola T , A "Notas sobre Recuperación Secundaria y Mejorada del Petróleo", UNAM - DEPEFI, México D F. (MARZO, 1991).
- 8 Samaniego V F Mecanismo de Segregación Gravitacional y su Efectividad en el Yacimiento Akal, Petroleos Mexicanos, Gerencia de Planeación de Exploración, México D. F (Nov 1980).
- 9 Slack, W W. And Ehlich, R. "Immiscible Displacement of Oil by Simultaneous Injection of Water and Nitrogen," paper SPE/DOE 9807 presented at the 1981 Second Enhanced Oil Recovery Symposium, Tulsa, OK , Apr 5-8
- 10 Leary, J. P., T H., Gullary, T., Grieve, G., Reece, M. C., Nugent, M., Perkins, T and Crawford, P B "Nitrogen - Driven CO2 Slugs Reduce costs", Pet., Eng. Intl. (May 1979)
11. Crawford, P. B.. "Nitrogen Use in Enhanced Recovery Could Solve Oil Producers Problems," reports of the American Oil and Gas (Jul 1978) 10-14.
12. Craft, B C and Hawkins, M F Jr · Applied Petroleum Reservoir Engineering, second edition, Prentice - Hall, inc , Englewood Cliffs, N. Y. (1991), 300 pp.
13. Donohue, C W and Buchanan, R D.-. "Economic Evaluation of Cyclic Gas-Condensate Reservoirs," JPT (Feb 1981) 263-270.
- 14 Moses, P. L and Wilson, K. "Phase Equilibrium Considerations in Using Nitrogen for Improved Recovery from Retrograde Condensate Reservoirs," JPT (Feb.1981) 256-262
- 15 Calvin, J. M and Vogel, J: L : "An Evaluation of Nitrogen Injection as a Method of Increasing Gas Cap Reserves and Acceleration Depletion Ryckman Creek Field, Uinta, Wyoming," paper SPE-8384 presented at the 1979 SPE of AIME 54th Fall Technical Conference and Exhibition, Las Vegas, Nevada, Sep 23-26.
- 16 Eckles, W. W., Prihoda, C and Holden, W W.: "Unique Enhanced Oil and Gas Recovery for Very High - Pressure Wilcox Sands Uses Cryogenic Nitrogen and Methane Mixture," JPT (June 1981) 971-984
- 17 Rushing, M D , Thomasson, B., Reynolds, B. and Crawford, P. B.: "High Pressure Nitrogen or Air may be Used for Miscible Displacement in Hot Oil Reservoirs," paper SPE 6645 presented at the 1977 SPE of AIME Deep Drilling and Production Symposium Amarillo, Tx , April 17-19
- 18 Combs, G D. and Knezek, R B "Gas Injection for Upstructure Drainage," JPT (Mar. 1971) 361-372
- 19 Godblot, F S : "Inert Gas Helps Recover Attic Oil," Oil and Gas Journal (April 19, 1965) 18-25
20. Niparts, E A , O'Haire, J W And Pike, R. A. "Design Considerations for Cryogenic Nitrogen Producing Plants for Use in Offshore Applications," paper presented at the 1988 Summer National Meeting of AIChE, New Orleans, Louisiana, March 9.
21. Wark, K , "Thermodynamics" 3^o Ed. McGraw - Hill, 1977.
- 22 Zemanski, M W "Heat and Thermodynamics", 5th Ed. McGraw - Hill, 1968.
- 23 White, F M "Fluids Mechanics", Ed. McGraw - Hill, 1979

DETERMINACIÓN DEL PERFIL DE TEMPERATURAS EN POZOS INYECTORES DE NITRÓGENO

24. Sommerfeld, A: "Thermodynamics and Statistical Mechanics," from the lectures on theoretical physics, vol. V. Ed. Academic Press, 1965, translated by Kestin, J
25. Reynolds, W. C., Perkins, H. C.: "Ingeniería Termodinámica," Ed McGraw – Hill, 1980. Traducido por Corral, F. R. Revisado por Herce Vigil, J. L
26. Modell, M., Reid, R. C. "Thermodynamics its Applications," Ed Prentice – Hall, 1974
27. Sears, F. W., Zemanski, M. W.. "Física General," 10ª Edición, Editorial Aguilar Traducido por Yusta, A.
28. Bent, H. A. "The Second Law," Ed. Oxford University Press, 1965.
29. Faires, Virgil Moring "Termodinámica," 2ª edición, Editorial Uthea, México 1978
30. Fermi, E. "Thermodynamics," Ed. Dover, 1956.
31. Fox, R. W., McDonald, A. T. "Introduction to Fluids Mechanics," 2nd Edition Ed. John Wiley and Sons, 1978
32. García – Colin, L.. "Introducción a la Termodinámica Clásica," 2ª Edición. Editorial Trillas, 1980.
33. Holman, J. P.. "Thermodynamics," 2nd Edition Ed. McGraw – Hill, 1974
34. Keenan, J. K. "Thermodynamics," Ed. M. I. T. Press, 1970 (Originally Published by John Wiley and Sons, 1941)
35. Kestin, J. "A Course in Thermodynamics," Revised Printing, Ed. Hemisphere Co., 1979.
36. McKelvey, J. P., Grotch, H.: "Física para Ciencias e Ingeniería," Ed Harla 1981
37. Resnick, R., Halliday, D.: "Física para Estudiantes de Ciencias e Ingeniería," Editorial C. E. C. S. A. 5ta. Impresión, 1972. Traducido por Mosqueira, S.
38. Eisberg, R. M. Lerner, L. S. "Physics, Foundations and Applications Volume I," Ed. McGraw – Hill Book Company, United States of America
39. Alonso, M., Finn, E.: "Física, Volumen I, Mecánica," Editorial Fondo Educativo Interamericano, 1970. Traducido por Hernández, C. y La Torre, V
40. León, Ventura Raúl. "Análisis de Pruebas de Variación de Presión," Instituto Mexicano del Petróleo, México D. F. 1984
41. White, D. P. And Moss, T. J. "Thermal Recovery Methods," Penn Well Books 1983 Tulsa Oklahoma
42. Lesem, L. L., Greytak, F., Marotta, F., McKetta, J. J. "A Method of Calculating the Distribución of Temperature in Flowing Gas Well," Society of Petroleum Engineer, Oct 18 1956
43. Ramey, H. J. Jr. Wellbore Heat Transmission," J. Pet Tech (april 1962) 427-35; Trans , AIME , 225.
44. Moss, J. T. and white, P.D.: "How to Calculate Temperatures Profiles in a Water Injection Well", Oil and Gas Journal (March 9, 1959) 57, No 11, 174.

45. Dafer, R.: *Winning More Oil*, Financial Times Business Information Ltd , Bracken House, London (1981).
46. McAdams, W. H. "Heat Transmission, Second Ed., McGraw Hill Book Co., Inc., N Y. (1942)
47. Carslaw, H S and Jaeger, J C.: *Conduction of Heat in Solids*, second edition, Oxford U Press, London (1959).
48. van Everdingen, A F. And Hurst, W: "The Application of the Laplace Transformation to Flow Problems in Reservoirs," *Trans., AIME* (1949) 186, 305.
49. Satter, A. "Heat Losses During Flow of Steam Down a Wellbore," *J. Pet Tech* (July 1965) 845-51, *Trans , AIME*, **234**
50. Tragesser, A F, Crawford, P. B. And Crawford, H R . "A Method for Calculating Circulating Temperatures," *Society of Petroleum Engineers* (Aug 8, 1966), 1507, 1512
51. Kabir, C S , Hasan, A R , Kouba, G E , Ameen, M "Determining Circulating Fluid Temperature in Drilling, Workover, and Well Control Operations," *Society of Petroleum Engineer* 24581
52. Pacheco, E F and Farouq Ali, S.M "Wellbore Heat Losses and Pressure Drop in Steam Injection," *J Pet Tech* (Feb 1972) 139-44
53. Pacheco, E F: "Mathematical Prediction of Wellbore Heat Losses for Saturated Steam Injection," M S Thesis, The Pennsylvania State U., University Park (March, 1969)
54. Willhite, G P "Over-all Heat Transfer Coefficients in Steam and Hot Water Injection Wells," *J Pet Tech* (May 1967) 607-15
55. Sommerfeld, J T "Equation for Fluid Friction Factor," *Hydrocarbon Processing* (1967) 46, No 7, 135
56. Farouq Ali, S M *Oil Recovery by Steam Injection*, Producers Publishing Co , Bradford, Pa (1970) 25.
57. Farouq Ali, S M "Wet Steam for Thermal Recovery," *Prod. Monthly* (1966) 30, No. 2, 2.
58. Hasan, A R And Kabir, C S.: "Heat Transfer During Two Phase Flow in Wellbores: Part I Formation Temperatures," *Society of Petroleum Engineer* (October 6-9 1992) 469-478
59. Hasan, A R And Kabir, C S : "Heat Transfer During Two Phase Flow in Wellbores Part II Wellbore Fluid Temperature," *Society of Petroleum Engineer* (October 6-9 1992) 695-705
60. Dowdle, W L And Cobb, W. M "Static Formation Temperature from Well Logs –an Empirical Method," *JPT* (Nov 1975) 1326-30.
61. Seyer, W , and Langden, I.: "Estimation of Bottomhole Temperature from Surface Condition in Cyclic Steam Injection," paper CIM/SPE 90-110, presented at the CIM/SPE International Technical Meeting, Calgary, Alberta, June 10-13, 1990.
62. Dafer, R *Winning More Oil*, Financial Times Business Information Ltd., Bracken House, London (1981)

63. Gates, C.F. and Holmes, B.G.: "Thermal Well Completions and Operations," Proc., World Petroleum Congress (1967) 419.
64. Holst, P.H. and Flock, D.L.: "Wellbore Behavior During Saturated Steam Injection," J. Canad. Pet. Tech. (Oct.-Dec. 1966) 184-93
65. WilfHITE, G.P. and Dietrich, W. K.: "Design Criteria For Completion of Steam Injection Wells," J. Pet. Tech. (Jan. 1967) 15-21
66. Leutwyler, K. and Bigelow, H.L.: "Temperature Effects on Subsurface Equipment in Steam Injection Systems," J. Pet. Tech. (Jan. 1965) 93-101, Trans., AIME,
67. Leutwyler, K. Jr.: "Casing Temperature Studies in Steam Injection Wells," J. Pet. Tech. (Sept. 1966) 1157-62, Trans., AIME, 237
68. Gould, T.L., Tek, M.R., and Katz, D.L.: "Two-Phase Flow Through Vertical, Inclined, or Curved Pipe," J. Pet. Tech. (Aug. 1974) 915-26
69. Beggs, H.D. and Brill, J.P.: "A Study of Two-Phase Flow in Inclined Pipes," J. Pet. Tech. (May. 1973) 607-17, Trans., AIME, 255.
70. Duns, H. Jr. and Ros, N.C.J.: "Vertical Flow of Gas and Liquid Mixtures in Wells," Proc., Sixth World Pet. Cong., Frankfurt (1961) paper 22-PD6, 451-65
71. Aziz, K., Govier, G.W., and Fogarasi, M.: "Pressure Drop in Wells Producing Oil and Gas," J. Canad. Pet. Tech. (July-Sept. 1972) 38-44.
72. Farouq Ali, S.M.: Oil Recovery By Steam Injection, Producers Publishing Co. Inc., Bradford, PA (1970)
73. Kern, D.Q. Process Heat Transfer, McGraw-Hill Book Co. Inc. New York City (1950)
74. Jakob, M.: Heat Transfer, John Wiley & Sons Inc., New York City (1949) 1, (1957) 2
75. Earlougher, R.C. Jr.: "Some Practical Considerations in the Design of Steam Injection Wells," J. Pet. Tech. (Jan. 1969) 79-86; trans., AIME, 246
76. Gould, T.L.: "Vertical Two-Phase Steam-Water Flow in Geothermal Wells," J. Pet. Tech. (Aug. 1974) 833-42
77. Hurst, W. "Advances in Petroleum Engineering," PennWell Books Tulsa (1981)
78. Garaicochea, P. F., Bernal, H. C., López, O. O.: "Transporte de Hidrocarburos por Ductos," Colegio de Ingenieros Petroleros de México, A. C.
79. Durrant, A. J. and Thambynayagam, R. K. M.: "Wellbore Heat Transmission and Pressure Drop for Steam/Water Injection and Geothermal Production. A Simple Solution Technique," Society of Petroleum Engineers, 1986
80. Sagar, R.K., Doty, D.R. and Schmidt, Z.: "Predicting Temperature Profiles in a Flowing Well," paper SPE 19702 presented at the 1989 SPE Annual Technical Conference & Exhibition, San Antonio, TX Oct 8 - 11