

2,171



UNIVERSIDAD NACIONAL AUTONOMA
DE MEXICO

FACULTAD DE INGENIERIA

"ESTUDIO DEL PROCESO DE INYECCION
DE VAPOR Y AGUA EN POZOS"

T E S I S

Que para obtener el titulo de
INGENIERO MECANICO ELECTRICISTA

presenta

OSCAR MARIO MACEDO TORRES

Director: Dr. Arturo Palacio Pérez

México, D. F.,

Marzo 1988



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 está 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.

INDICE

RESUMEN

NOMENCLATURA

i

1. INTRODUCCION	1
2. ANTECEDENTES	4
2.1 Caída de presión en dos fases en tubos verticales	4
2.2 Transmisión de calor en pozos	6
2.3 Modelos de inyección de vapor en pozos	8
3. REPRESENTACION MATEMATICA.	10
3.1 Desarrollo del modelo	10
3.2 Relaciones auxiliares	28
3.3 Método de solución	30
4. RESULTADOS DEL MODELO MATEMATICO	33
4.1 Comparación con otros modelos	34
4.2 Efecto del tiempo en los perfiles de propiedades	38
4.3 Efecto del gasto de inyección en los pozos 1, 2	40
4.4 Efecto de la presión de inyección	42
4.5 Inyección de agua	43
4.6 Comparación entre inyección de agua caliente y vapor bajo condiciones iguales de presión y temperatura	45
4.7 Comparación entre las tablas de vapor y las ecuaciones utilizadas en este modelo	45
5. CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES	47
6. REFERENCIAS	50
7. FIGURAS	54
8. APENDICES	101
9. PROGRAMA DE COMPUTO	113

NOMENCLATURA

A	área seccional del conducto, m^2
A_c	gradiente de aceleración, adimensional
A_1	gradiente geotérmico, K/m
B_v	factor de variación de volúmen del agua, adimensional
D	diámetro, m
e	energía interna, J/kg
f	factor de fricción, adimensional
F_r	fuerzas de cuerpo por unidad de masa en sentido z, N/Kg
g	aceleración de la gravedad, m/s^2
h	entalpía específica, J/kg
K	conductividad, W/m K
m	flujo másico, kg/s
N_{lv}	número de velocidad de líquido, adimensional
N_{gv}	número de velocidad del gas, adimensional
p	presión, bar
P	perímetro, m
q	flujo volumétrico, m^3/s
\dot{q}	fuentes de calor, W/m^3
\dot{Q}	flujo de calor por unidad de longitud, W/m
r	coordenada radial, m
Re	número de Reynolds, adimensional
Re_p	límite del régimen de pistón, adimensional
Re_n	límite del régimen de neblina, adimensional
t	tiempo, s
T	temperatura, K
u	velocidad, m/s
u_a	velocidad de ascenso de las burbujas = $u_g - u_m$

u_g	velocidad de la fase gaseosa
u_l	velocidad de la fase líquida
u_m	velocidad superficial de la mezcla
u_e	velocidad de deslizamiento = $u_g - u_l$
u_{sg}	velocidad superficial de la fase gaseosa
u_{sl}	velocidad superficial de la fase líquida
U	coeficiente global de transferencia de calor, $W/m^2 K$
W_e	número de Weber, adimensional
X	calidad, adimensional
z	coordenada vertical, m
r_{ro}	radio del tubo externo, m
r_{ri}	radio del tubo interno, m
r_{co}	radio del ademe externo, m
r_{ci}	radio del ademe interno, m
h_r	coeficiente de transferencia por radiación $W/m^2 K$
h_c	coeficiente de película por convección $W/m^2 K$
h_f	coeficiente de película del fluido $W/m^2 K$
k_{rub}	conductividad térmica del tubo $W/m K$
k_{cae}	conductividad térmica del ademe $W/m K$
k_{cem}	conductividad térmica del cemento $W/m K$
U_{ro}	coeficiente global de transferencia de calor $W/m^2 K$
α	difusividad, m^2/s
δ	densidad relativa, adimensional
ϵ	rugosidad absoluta, m
γ	flujo de calor por unidad de área, W/m^2
ϕ_e	trabajo externo por unidad de tiempo y de volumen, W/m^3
σ	tensión superficial, N/m
ρ	densidad, kg/m^3
ξ_w	esfuerzo cortante de pared promedio, N/m^2

γ_f	gradiente de presión por fricción, N/m^3
η	fracción volumétrica, adimensional
Γ	coeficiente de distribución de líquido, adimensional
μ	viscosidad, Pa-s
θ	coordenada angular, radianes

Subíndices

amb	ambiente
b	bubuja
c	crítico
cem	cemento
f	formación
g	gas
l	líquido
m	mezcla
sat	saturación
sl	superficial del líquido
sg	superficial del gas
t	total
yac	yacimiento

RESUMEN

En el presente trabajo se desarrolla un modelo numérico para la evaluación de las propiedades del vapor de agua, en la inyección de éste en pozos geotérmicos y petroleros. Considerando que dicho vapor fluye en estado bifásico, se calculan las propiedades como temperatura, presión, calidad, entalpía y pérdidas de calor hacia la formación. Además utiliza para el cálculo de las pérdidas por presión, diferentes correlaciones que fueron obtenidas experimentalmente por diversos autores para diversos patrones de flujo. También se consideró la variación axial del coeficiente global de transferencia de calor considerando una formación homogénea y sin discontinuidades. Se resuelve la ecuación de conducción de calor en estado transitorio y bidimensional para estimar las variaciones de temperatura de la formación con respecto al tiempo. Se presenta la solución para el caso en que se inyecta agua caliente y se realiza un análisis de sensibilidad del modelo tomando en cuenta los principales parámetros que intervienen en éste como son presión, gasto y calidad de inyección, lo cual redundará definitivamente en el calor de utilización. Se comparan los resultados generados con los datos experimentales que se obtuvieron de las referencias y se compararon con resultados de otros modelos.

1. INTRODUCCION

La inyección de vapor es uno de los métodos más prometedores en recuperación de petróleo pesado y ha sido utilizado en países tales como los Estados Unidos, Canadá, Venezuela y México entre otros. La idea básica de la inyección de vapor es la de disminuir la viscosidad del petróleo y adicionar una fuerza de empuje al mismo (energía), con el objeto de facilitar su extracción. El vapor es frecuentemente inyectado en forma de vapor húmedo o en condiciones de saturación. Con el propósito de estimar las condiciones termodinámicas óptimas del vapor en la superficie, los problemas de caída de presión, cambio de calidad y pérdida de calor en el pozo deben ser evaluados.

En el caso de pozos geotérmicos, se tiene la posibilidad de reinyectar el vapor o los condensados una vez que han sido utilizados en una planta de generación y de esta manera reciclar parte del fluido que ha sido extraído del subsuelo. La Comisión Federal de Electricidad (CFE) actualmente plantea la posibilidad

de esta inyección, la cual en múltiples circunstancias no afecta a los demás pozos productores, resultando en un mejor aprovechamiento del campo geotérmico (25)*.

De cualquier manera, la inyección de vapor húmedo hace la situación más difícil y compleja, ya que el flujo hacia abajo dentro del tubo provoca que se presente una mezcla no homogénea en dos fases: líquido y vapor de agua. Con base en estudios teóricos previos y en un análisis de datos experimentales, en este trabajo se desarrolla un modelo numérico que simula el fenómeno de un flujo vertical de una mezcla de líquido y vapor de agua considerando la transferencia de calor con los alrededores.

Para determinar los perfiles de flujo, se tomó en cuenta la existencia de diversos patrones de flujo. La ecuación de conducción de calor que describe los perfiles de temperatura en la formación se resuelve para el caso de estado transitorio y bidimensional. La solución del modelo, el cual involucra las ecuaciones generales de conservación y las ecuaciones constitutivas pertinentes, da como resultado el cambio de presión y calidad de la mezcla, así como las pérdidas de calor hacia el medio y los perfiles de temperatura en la formación, haciendo uso de un procedimiento secuencial y un método iterativo.

Los resultados muestran un buen ajuste con los datos tomados de pozos inyectores de vapor bajo diferentes condiciones y muestra algunas diferencias con otros modelos previamente desarrollados por diferentes autores.

El problema básico de ingeniería se resume en lo siguiente:
dados la geometría, características del conducto y las propiedades físicas del fluido en la superficie del pozo (si el vapor inyectado es producido por una caldera o si es el proveniente de las turbinas de una planta geotérmica), se predicen los perfiles de flujo a través de todo el pozo y de esta manera es posible determinar bajo qué condiciones se encuentra el vapor en el subsuelo.

De esta manera, se puede determinar las menores pérdidas de energía y plantear posibles estrategias que resulten en una mayor eficiencia en la inyección, con lo cual es factible establecer políticas de operación que redunden en beneficios tanto técnicos como económicos.

En el caso de pozos que se encuentran en un campo geotérmico y que no son productores, se pueden utilizar para inyectar el vapor extraído anteriormente del subsuelo y de esta manera poder recircularlo para disminuir la contaminación producida por los desechos del campo (agua caliente, vapor con alto contenido de sales y gases no condensables).

2. ANTECEDENTES

Desde los 30's se han llevado a cabo un gran número de trabajos en flujo vertical en dos fases, tanto en el área del petróleo y gas natural, como en geotermia. La aplicación difundida de las técnicas de inyección de vapor en los campos de petróleo ha requerido evaluaciones de los cambios de calidad, caída de presión y pérdidas de calor durante el flujo de agua-vapor en los pozos. La transferencia de calor entre el fluido y los alrededores del pozo es muy alta. A continuación se detallan algunos trabajos realizados hasta la fecha para el caso de flujo vertical de una mezcla de líquido y vapor de agua.

2.1 Caída de presión en dos fases en tubos verticales

Todos los trabajos publicados que se refieren al estudio de la caída de presión en dos fases, pueden ser clasificados como sigue (14):

1. Trabajos que no consideran velocidad de deslizamiento entre las fases ni patrones de flujo.
2. Trabajos que consideran velocidad de deslizamiento entre las fases pero no patrones de flujo.
3. Trabajos que consideran velocidad de deslizamiento y patrones de flujo.

Poettmann y Carpenter (15) presentaron una ecuación para el cálculo de gradientes de presión basada en un balance de energía y en la ecuación de Fanning, para cuya validación utilizaron datos de 49 pozos pero todos ellos para el caso de extracción. Consideraron que el fluido se comporta como una fase homogénea y las pérdidas de fricción y de deslizamiento entre fases son incorporadas en un simple factor de fricción.

Hagerdorn y Brown (16) tomaron en cuenta el efecto de deslizamiento entre fases, midiendo la fracción volumétrica del conducto que era realmente ocupada por la fase líquida, con la cual consideraron un modelo homogéneo, corrigiendo la caída de presión por carga estática y calculando la debida a fricción mediante el uso de un factor de fricción análogo al de flujo en una fase. Consideraron la necesidad de separar el flujo en dos fases en varias regiones de flujo, pero no la llevaron a cabo específicamente.

Griffith y Wallis (17), investigaron el desarrollo del denominado flujo de pistón de acuerdo con el contenido de la fase gaseosa en la mezcla. Dichos autores hacen énfasis en que la marcada

diferencia en la naturaleza de los patrones de flujo causa que el comportamiento del fluido respecto a la caída de presión sea diferente de región a región. Utilizaron una ecuación derivada de un balance de cantidad de movimiento en lugar de un balance de energía.

Orkiszewsky (2) seleccionó cinco de trece métodos para el cálculo de caídas de presión, encontrando que los más precisos eran los de Griffith y Wallis (17) y el de Duns y Ross (9), aunque ninguno probó ser preciso en todo el rango de aplicación. Ambos fallan para flujos altos, cuando por lo general se presenta flujo de transición y neblina (13).

Chierici, Ciucci y Sclocchi (23) basaron su estudio en el trabajo de Orkiszewski (2) y su aportación fue el desarrollo de una correlación a utilizar en el régimen de pistón en el cálculo del gradiente de presión por fricción. AZIZ *et al* propusieron el mismo tipo de correlación (11).

Tachimori (10) empleó nuevas correlaciones para el cálculo del gradiente de fricción en el flujo de neblina. El único inconveniente de sus ecuaciones es que, para su ajuste, Tachimori utiliza un factor de corrección que no puede ser determinado a priori, aunque él sugiere un valor aproximado de 0.7

2.2 Transmisión de calor en pozos.

Cuando un fluido circula a través de un pozo posee cierta cantidad de energía, de la cual parte puede ser disipada a los

alrededores del pozo en forma de calor. Los tres mecanismos que pueden tener lugar son los siguientes (fig A):

1. Conducción a través de los tubos de acero, cemento y la formación.
2. Convección en el espacio anular.
3. Radiación a través del espacio anular.

Dependiendo del tipo de pozo, cada modo de transferencia de calor puede ser tomado en cuenta mediante el concepto de coeficiente global de transferencia de calor definido por McAdams (18), que involucra el efecto de conducción, convección y radiación como una suma de términos.

Willhite (5) desarrolló una expresión para el coeficiente global de transferencia de calor para un pozo que puede ser modificada para diferentes características del mismo, considerando la transmisión de calor entre el fluido y la interfase cemento-formación. En ausencia de aislamiento, lo cual se ve limitado en la práctica, el coeficiente se expresa como:

$$U_{ro} = \left[\frac{r_{ro}}{r_{ri} h_f} + \frac{r_{ro} \ln \frac{r_{ro}}{r_{ri}}}{k_{rub}} + \frac{1}{(h_c + h_r)} + \frac{r_{ro} \ln \frac{r_{ro}}{r_{ci}}}{k_{cas}} + \frac{r_{ro} \ln \frac{r_{cem}}{r_{ro}}}{k_{cem}} \right]^{-1} \quad (2.1)$$

y puede ser simplificado considerando que:

a) El coeficiente de película interno h_r , es muy alto y ofrece poca resistencia al flujo de calor.

b) Las conductividades térmicas del tubo y del ademe son muy altas en comparación con los otros materiales. Tomando en cuenta dichas simplificaciones la ecuación anterior resulta:

$$U_{ro} = \frac{1}{r_{ro}} \times \left[\frac{1}{r_{ro} \times (h_r + h_c)} + \frac{\ln \frac{r_{cem}}{r_{co}}}{K_{cem}} \right]^{-1} \quad (2.2)$$

Estas ecuaciones se deben de resolver por medio de un método de prueba y error, porque dependen de la temperatura del fluido y de la formación y por tanto se tienen que suponer primero y después substituir el valor de U y comprobar que se obtienen las mismas temperaturas, este proceso se detalla en el apéndice IV.

2.3 Modelos de inyección de vapor en pozos.

Ramey (7) presentó una solución aproximada para la estimación de la temperatura del fluido inyectado en un tubo como función de la distancia radial y del tiempo, considerando la transferencia de calor del fluido a la formación. La solución es una aproximación de la ecuación de conducción en sentido radial.

Satter (19) extendió el modelo de Ramey para el caso de inyección de vapor donde el efecto de la condensación fue considerado,

despreciando los cambios de energía cinética y las pérdidas de fricción. Usando la ecuación de Ramey en función del tiempo para expresar la transferencia de calor, utilizó la ecuación de balance de energía para la determinación de la calidad del vapor como función de la profundidad y del tiempo.

Leutwyler (20) presentó un método para el cálculo de temperaturas del ademe y del cemento usando un método en diferencias finitas en una dimensión.

Holst y Flock (21) formularon un modelo matemático para modelar la inyección de vapor saturado en un pozo. El sistema fue dividido en tres partes: el fluido, el pozo, y la formación. Cada parte se consideró separadamente como un sistema.

Earlougher (22) estructuró un modelo numérico para comparar varios esquemas en la inyección en pozos. El procedimiento en diferencias finitas fue empleado para el cálculo. Este autor no consideró deslizamiento entre las fases para la inyección de vapor; para las pérdidas de calor utilizó la ecuación de Ramey.

Pacheco y Faruoq Ali (6) presentaron un tratamiento del problema de pérdidas de calor en el pozo y caída de presión en la inyección de vapor, utilizando también la ecuación de Ramey.

Sugiura (1) elaboró un modelo en el cual reemplazó la aproximación de Ramey por la solución de la ecuación de conducción de calor en estado transitorio y en dos dimensiones, mediante diferencias finitas.

3. REPRESENTACION MATEMATICA

3.1 Desarrollo del modelo

Un tratamiento adecuado del problema requiere, por tratarse de flujo en dos fases, incluir la determinación del patrón de flujo, la velocidad de deslizamiento de las fases, la caída de presión y la transferencia de calor entre el fluido y los alrededores.

Con el modelo se desean evaluar los cambios de presión y calidad de la mezcla, y para ésto se parte de un balance de masa y cantidad de movimiento, utilizando además la ecuación de conservación de energía e introduciendo expresiones que representen la relación entre las diferentes propiedades del fluido. De esta forma se puede obtener un modelo capaz de predecir las caídas de presión del flujo dentro del pozo y la calidad de la mezcla, con lo cual queda definido completamente el estado de la misma.

Las ecuaciones generales que resultan de suponer flujo unidimensional y homogéneo son:

Balance de masa

$$\frac{\partial \rho_m}{\partial t} + \frac{\partial(\rho_m u_m)}{\partial z} = 0 \quad (3.1)$$

Balance de cantidad de movimiento

$$\frac{\partial(\rho_m u_m)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho_m u_m^2)}{\partial z} = - \frac{\partial p}{\partial z} + \rho F_x - \frac{P}{A} \xi_w \quad (3.2)$$

Balance de energía

$$\frac{\partial(\rho_m e)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial z} (\rho_m u_m (h_m + \frac{u_m^2}{2} + gz)) = \frac{P}{A} \psi + \dot{Q}_w \quad (3.3)$$

Estas ecuaciones pueden simplificarse bajo la suposición de que la mezcla fluye en estado permanente, lo cual es válido para pozos en condiciones normales de operación.

Si se substituye la ecuación (3.1) en (3.2) se tiene:

$$- \frac{dp}{dz} + \rho F_x - \frac{P}{A} \xi_w = \rho_m u_m \frac{du_m}{dz} \quad (3.4)$$

La ecuación (3.4) ha sido presentada por numerosos autores (1, 2, 3), y a partir de ella se puede expresar cada uno de los términos en una forma tal que se simplifique su evaluación. La derivada

parcial se puede representar total ya que sólo se consideran variaciones de las propiedades en sentido vertical.

El último término del miembro izquierdo representa la variación de presión por unidad de longitud debido a efectos de fricción. Para su evaluación se puede escribir en las formas de las ecuaciones de Chezy, Manning o Darcy-Weisbach, adoptándose esta última por su facilidad de uso en conductos cerrados.

$$\tau_f = f \frac{\rho_m u_m^2}{2D} \quad (3.5)$$

donde f es el coeficiente de fricción cuyo valor varía de acuerdo al patrón de flujo existente.

El miembro del lado derecho de la ecuación (3.4) se puede sustituir por medio de una aproximación como (2):

$$\rho_m u_m \frac{du_m}{dz} = -Ac \frac{dp}{dz} \quad (3.6)$$

donde Ac es el denominado gradiente de aceleración, y su desarrollo se muestra en el apéndice I.2.

Considerando que la única fuerza de cuerpo (F_z) que actúa es la debida a la gravedad y sustituyendo (3.5) y (3.6) en (3.4) resulta:

$$-\frac{dp}{dz} = \frac{\rho_m g - \tau_f}{1 - Ac} \quad (3.7)$$

el signo menos en τ_f es el que corresponde en el caso de inyección.

Simplificando la ecuación de energía, despreciando el trabajo externo hecho por flechas, tomando el eje z positivo hacia abajo, introduciendo en ella la ecuación de balance de masa y denominando con Q el flujo de calor por unidad de longitud se tiene:

$$Q + \dot{m} \frac{d}{dz} \left(h_m + \frac{u_m^2}{2} - gz \right) = 0 \quad (3.8)$$

En la ecuación anterior se puede evaluar el término de la entalpía por medio de la siguiente expresión:

$$h_m = h_f + X h_{fg} \quad (3.9)$$

donde las entalpías del líquido y vapor saturado respectivamente pueden ser evaluadas por medio de tablas de vapor. Sin embargo para poder determinar los valores con más facilidad en el modelo, se tomaron las presentadas por Chierici et al debido a su fácil manejo y muy aceptable precisión (23).

Las entalpías de saturación como función de la presión, cuyo error observado es menor al uno por ciento respecto a las tablas se calculan mediante las expresiones:

$$h_1 = 422.1 \text{ po.}^{2574} \quad (3.10)$$

$$h_2 = 2.82282 \times 10^6 - (3.9952 \times 10^{10}/p) + (2.54342 \times 10^{15}/p^2) - (9.36879 \times 10^{-10}) \times p^2 \quad (3.11)$$

Sustituyendo en las ecuaciones anteriores y derivando se obtiene

$$\frac{dh_m}{dz} = C_1 \frac{dx}{dz} + C_2 X + C_3 \quad (3.12)$$

La variación de energía cinética con respecto a z, al substituir la ecuación de continuidad, queda como:

$$u_m \frac{du_m}{dz} = \frac{m^2}{\rho_m A^2} \frac{d(1/\rho_m)}{dz} \quad (3.13)$$

Substituyendo las ecuaciones anteriores en la ecuación (3.6) se tiene:

$$C_4 \frac{dx}{dz} + C_5 X + C_6 = 0 \quad (3.14)$$

Los parámetros C_1 , a C_6 , cuyo desarrollo se presenta en el apéndice I.1, resultan dependientes de la presión, la densidad de la mezcla, el flujo másico, y el término correspondiente a la transferencia de calor entre el pozo y los alrededores.

La transferencia de calor entre el fluido y los alrededores por unidad de longitud, queda dada por la ecuación siguiente (5, 6, 7):

$$\dot{Q} = 2 \pi r_{cem} U (T - T_{cem}) \quad (3.15)$$

donde T_{cem} es la temperatura de la coordenada radial correspondiente a esa posición.

La ecuación general de conducción de calor aplicada a la formación, considerando flujo simétrico y condiciones homogéneas se puede escribir como:

$$\frac{\partial^2 T_f}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T_f}{\partial r} + \frac{\partial^2 T_f}{\partial z^2} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T_f}{\partial t} \quad (3.16)$$

Para su solución se proponen las siguientes condiciones:

a) Condición inicial el perfil de temperatura, que usualmente se desconoce en la formación, se considera lineal y es el denominado perfil geotérmico, es decir:

$$T_f = A_l z + T_{amb} \quad \text{para } t=0 \quad (3.17a)$$

siendo el valor de A_l el gradiente geotérmico.

b) Condiciones de frontera, en $z=0$, o sea en la superficie del terreno:

$$T_f = T_{amb} \quad (3.17b)$$

En $z = z_{vac}$, o sea en el fondo del pozo, se considera la temperatura del yacimiento:

$$T_r = T_{vac} \quad (3.17c)$$

En la intercara cemento formación, $r = r_{cem}$:

$$Q = 2 \pi r K_r \left. \frac{\partial T_r}{\partial r} \right|_{r=r_{cem}} \quad (3.18)$$

Esta última ecuación numéricamente es igual a la ecuación (3.15).

A una distancia lejana del pozo se puede considerar el flujo de calor nulo, es decir cuando $r \rightarrow \infty$

$$\left. \frac{\partial T_r}{\partial r} \right|_{r = \infty} = 0 \quad (3.18a)$$

Las expresiones que se utilizan para determinar la caída de presión por unidad de longitud debidas a fricción (gradiente de fricción), son de la forma de la ecuación (3.5) y la diferencia existente entre las ecuaciones desarrolladas por diversos autores consiste en la forma de calcular las propiedades, que a su vez dependen del patrón de flujo determinado según diversos criterios, y difieren en algunos factores que se les agregan para lograr ajustes adecuados y mejores resultados.

Una de las clasificaciones más aceptadas para flujo bifásico vertical es la siguiente (2, 9, 17, 13):

Ver figura (b)

Flujo de burbuja (bubble flow)

La fase gaseosa se mueve como burbujas aisladas, aleatoriamente distribuidas dentro de un líquido casi continuo que ocupa la mayor parte de la tubería. Las burbujas se mueven a diferentes velocidades dependiendo de su diámetro, el cual también es aleatorio. El líquido se mueve prácticamente a velocidad uniforme, de tal forma que el efecto que tiene la fase gaseosa en el gradiente de presión es pequeño.

Flujo de pistón (slug flow)

En este régimen las burbujas de gas presentan una coalescencia que le permite formar burbujas estables de aproximadamente el mismo tamaño y forma, con casi el mismo diámetro de la tubería. Dichas burbujas están separadas por pistones de líquido que pueden o no contener burbujas más pequeñas. Se forma una película de líquido alrededor de las burbujas, que puede moverse hacia abajo.

La variación en las velocidades de ambas fases influye tanto en las pérdidas por fricción como en la fracción volumétrica, la cual tendrá efecto en la densidad del fluido. Para flujos grandes, el líquido puede penetrar en las burbujas de gas. Es por lo descrito anteriormente que ambas fases tienen efectos muy significativos en los gradientes de presión por fricción y por ello difícilmente se podrá usar una sola correlación para

predecir con exactitud los cambios en todo el régimen.

Flujo de transición (transition flow).

En esta región existe un cambio de una mezcla no homogénea a una fase gaseosa continua. A medida que se incrementa la velocidad de la fase gaseosa, las burbujas se vuelven inestables, los pistones de líquido entre las burbujas desaparecen virtualmente y una cantidad significativa de líquido se dispersa en el seno de la fase gaseosa, teniendo efectos significativos en las propiedades del flujo pero siendo la fase predominante la gaseosa.

Flujo anular o de neblina (Annular-Mist flow).

La fase gaseosa es continua, mientras que la fase líquida forma una película en la pared del conducto y puede viajar también en forma de gotas dentro del núcleo de gas.

El criterio de selección utilizado en este trabajo se basa en el presentado por Orkiszewski quien, apoyado en el estudio de Griffith y Wallis, define la frontera entre el régimen de burbuja y el de pistón, y adopta el trabajo de Duns y Ros para definir las fronteras entre el régimen de pistón y el de transición, y éste último con el de neblina.

La tabla 1 muestra dicho criterio en función de los números adimensionales de velocidad global, de velocidad de la fase líquida y de velocidad de la fase gaseosa, los cuales fueron obtenidos por Ros a partir de un análisis dimensional minucioso(9).

Tabla 1 . Criterio de selección de patrones de flujo.

FLUJO DE BURBUJA :

$$N_v > q_g/q_r \quad (3.19)$$

FLUJO DE PISTON :

$$N_v < q_g/q_r \text{ y } N_{gv} < RN_g \quad (3.20)$$

FLUJO DE TRANSICION :

$$RN_g < RN_{gv} < RN_n \quad (3.21)$$

FLUJO DE NEBLINA :

$$N_{gv} > RN_n \quad (3.22)$$

donde:

$$N_{lv} = \frac{q_l}{A} \left(\frac{\rho_l}{g \sigma} \right)^{0.25} \quad (3.23)$$

$$N_{gv} = \frac{q_g}{A} \left(\frac{\rho_l}{g \sigma} \right)^{0.25} \quad (3.24)$$

$$N_v = 1.071 - 7.15 \frac{g}{D} \frac{u_m^2}{D} \text{ con } N_v > 0.13 \quad (3.25)$$

$$RN_g = 50 + 36 N_{lv} \quad (3.26)$$

$$RN_n = 75 + 84 N_{lv}^{0.75} \quad (3.27)$$

Para calcular la densidad promedio de la mezcla se utiliza la siguiente ecuación:

$$\rho_m = \rho_g \eta_g + \rho_l(1 - \eta_g) \quad (3.28)$$

siendo η_g la fracción volumétrica ocupada por la fase gaseosa en el conducto y cuyo cálculo se evalúa de acuerdo al patrón de flujo.

La velocidad superficial es aquella que tendría una fase en el ducto si sólo dicha fase fluyera en toda la sección, o sea que para el gas está dada por:

$$u_{sg} = q_g / A \quad (3.29)$$

mientras que la velocidad real se calcula como:

$$u_g = q_g / A\eta_g \quad (3.30)$$

La velocidad total de la mezcla u_m está dada por:

$$u_m = q_r / A \quad (3.31)$$

A continuación se presentan las diversas expresiones utilizadas dentro de cada régimen de flujo.

a) Flujo de burbuja.

La fracción volumétrica se calcula con la expresión presentada

por Griffith y Wallis para la cual a partir de resultados experimentales, se toma un valor constante de velocidad de deslizamiento $u_e = 0.2439$ m/s: (17).

$$\eta = 0.5 \left(\left(1 + \frac{u_m}{u_e} \right)^2 - \left(1 + \frac{u_m}{u_e} \right)^2 - 4 \frac{u_{eg}}{u_e} \right)^{1/2} \quad (3.32)$$

Esta ecuación se deduce en el apéndice II.

Para calcular el gradiente de presión por fricción se considera que, dado el alto contenido de líquido en este régimen, las burbujas de la fase gaseosa no afectan las pérdidas por fricción, por lo cual en la ecuación (3.5) se sustituye la densidad y la velocidad real por la de la fase líquida:

$$\tau_f = f \frac{\rho_l u_l^2}{2 D} \quad (3.33)$$

donde :

$$u_l = \frac{q_l}{A(1-\eta_g)} \quad (3.34)$$

Para el cálculo del factor de fricción se puede utilizar el diagrama de Moody. En este trabajo se escogió la ecuación propuesta por Swamee y Jain por ser de tipo explícito, diferir en uno por ciento con la ecuación de Colebrook y ser válida para los valores de rugosidad y número de Reynolds comúnmente encontrados en los pozos.

Dicha ecuación está dada por:

$$f = 1.325 \left(1 + \frac{e}{3.7 D} + \frac{5.74}{R_e^{0.9}} \right)^{-2} \quad (3.35)$$

El valor de la rugosidad se obtiene de acuerdo con el material del conducto, mientras que el número de Reynolds varía según el régimen de flujo. Para el flujo de burbuja, donde dominan las propiedades de la fase líquida, está dado por:

$$R_e = \rho_l \frac{u_l D}{\mu_l} \quad (3.36)$$

Flujo de pistón

En la región de flujo de pistón se recurre a dos diferentes correlaciones para calcular ρ_m y τ_f (13). Al inicio del régimen, cuando todavía es grande la proporción líquido-vapor y las pérdidas por fricción parecen ser dominadas por la masa líquida, se utiliza la fórmula propuesta por Azis, Govier y Fogarasí (11) para el gradiente de fricción:

$$\tau = (1 - \eta_g) \frac{f \rho_l u_m^2}{2 D} \quad (3.37)$$

La expresión utilizada para calcular la fracción volumétrica resulta a partir de la definición de la velocidad de ascenso de las burbujas u_b :

$$\eta_g = \frac{u_{sg}}{u_m + u_b} = \frac{q_g}{q_r + A u_b} \quad (3.38)$$

Para calcular la velocidad de las burbujas se toma la ecuación de Nicklin, Wilkes y Davison, válida para números de Reynolds mayores de 8000 el cual es común en este régimen:

$$u_b = 0.36576 u_m + 0.10668 (g D)^{1/2} \quad (3.39)$$

Al final del régimen, cuando la proporción líquido-vapor ha disminuído y los gradientes de presión son menores, se utilizan las expresiones desarrolladas por Orkiszewski.

$$\tau_r = f \frac{u_m^2 \rho_l}{2 D} + \left(\frac{A u_b}{q_r + A u_b} + \Gamma \right) \quad (3.40)$$

$$\rho_m = \frac{m + \rho_l u_b A}{q_r + u_b A} + \Gamma \rho_l \quad (3.41)$$

donde:

$$u_b = (0.166 + 2.66(10^{-6}) \text{Re}) (gD)^{1/2}, \text{ si } N_b \leq 3000 \quad (3.42a)$$

$$u_b = (0.1066 + 2.66(10^{-6}) \text{Re}) (gD)^{1/2}, \text{ si } N_b \geq 8000 \quad (3.42b)$$

$$u_b = (0.1524 u_{b,i} + 0.3048 (u_{b,i}^2 + \frac{13.59 \mu_l}{D}))^{1/2} \quad (3.42c)$$

si $3000 < N_b < 8000$

$$N_{\Delta} = \rho_l \frac{u_{\Delta} D}{\mu_l} \quad (3.43)$$

$$u_{\Delta l} = (0.0765 + 2.66(10^{-6})Re) (gD)^{1/2} \quad (3.44)$$

y además:

$$\Gamma = -0.0198 u_m - 0.03048, \text{ si } u_m < 3.048 \text{ m/s} \quad (3.45a)$$

$$\Gamma = (0.01371 \log \mu_l) / D^{0.799} - 0.2161 - 0.49371 \log u_m - 0.27 \log D \quad \text{si } u_m \geq 3.048 \text{ m/s} \quad (3.45b)$$

Esta segunda expresión está limitada por:

$$\Gamma \geq - \frac{u_{\Delta} A}{q_r + u_{\Delta} A} (1 - \rho_m / \rho_l) \quad (3.45c)$$

Las expresiones correspondientes a Γ fueron determinadas por Ortiz (12), para el caso de vapor de agua, ya que las obtenidas por Ortiz se basan en las características del petróleo. El número de Reynolds utilizado para calcular el factor de fricción se calcula empleando la velocidad media de la mezcla.

c) Flujo de neblina.

Las caídas de presión en este tipo de régimen son apreciablemente menores que en otros regímenes; se utilizan las ecuaciones propuestas por Tachimori (10), con la modificación propuesta por Palacio (13):

$$\tau_l = f_l (1-\eta_g)^2 \rho_l u_l^2 / 2 D \quad (3.46)$$

$$\tau_g = f_g \eta_g^2 \rho_g u_g^2 / 2 D \quad (3.47)$$

$$\tau_r = X^2 \tau_g + \tau_l (1-X) \quad (3.48)$$

Los correspondientes factores de fricción f_g y f_l se calculan con el número de Reynolds evaluado con las propiedades de la fase gaseosa y líquida respectivamente y con un valor de rugosidad relativa modificado según el número de Weber (9). Dichas expresiones son :

$$We = g \frac{u_g^2 \epsilon}{\sigma} \quad (3.49)$$

$$N\mu = \frac{\mu_l^2}{\rho_l \sigma \epsilon} \quad (3.50)$$

para las cuales se establecen los siguientes límites :

si:

$$N\mu < 0.005$$

$$\epsilon/D = 34 \frac{\sigma}{\rho_g u_g^2 D} \quad (3.51)$$

$$N\mu > 0.005$$

$$\epsilon/D = 174.8 \frac{\sigma N_{\mu}^{0.302}}{\rho_g u_g^2 D} \quad (3.52)$$

Cuando ϵ/D es mayor que 0.05, f se obtiene de la siguiente relación empírica (9):

$$f = (4 \log_{10} (0.27 \frac{\epsilon}{D}))^{-2} + 0.067 (\frac{\epsilon}{D})^{1.73} \quad (3.53)$$

si ϵ/D no rebasa tal valor, se recurre a la ecuación (3.35).

Para la determinación de la densidad, el valor de la fracción volumétrica que se usa en la ecuación (3.28) es :

$$\eta_g = \frac{1}{1 + q_l/q_g} = \frac{q_g}{q_r} \quad (3.54)$$

d) Flujo de transición

Para este régimen se realiza una interpolación lineal (siguiendo el criterio de Duns y Ros 9), basada en los límites adimensionales entre el flujo de pistón y transición (RN_p) y entre el flujo de transición y neblina (RN_n), además del número de velocidad de la fase gaseosa N_{gv} , como sigue:

$$\rho_m = (\rho_m)_p \frac{RN_n - N_{gv}}{RN_n - RN_p} + (\rho_m)_n \frac{N_{gv} - RN_p}{RN_n - RN_p} \quad (3.55)$$

$$\tau_r = (\tau_r)_p \frac{RN_n - N_{gv}}{RN_n - RN_p} + (\tau_r)_n \frac{N_{gv} - RN_p}{RN_n - RN_p} \quad (3.56)$$

Los valores de $(\rho_m)_n$ y $(\tau_f)_n$ utilizados en las ecuaciones (3.55) y (3.56) son los calculados en las ecuaciones (3.28) y (3.37).

El gasto volumétrico se toma como:

$$(q_g)_n = (RN)_n q_g / N_{gV} \quad (3.57)$$

con lo cual la densidad de la fase gaseosa resulta:

$$(\rho_g)_n = \rho_g q_g / (q_g)_n \quad (3.58)$$

e) Flujo en fase líquida

Tomando en consideración que en un gran número de casos reales el fluido que se inyecta en el yacimiento se encuentra en fase líquida, es necesario introducir las ecuaciones aplicables a flujo monofásico; así se podrá determinar la profundidad en la cual pudiera sufrir un cambio de la fase vapor a la fase líquida. La ecuación (3.7) para la fase líquida queda como:

$$\frac{dp}{dz} = \rho_l g - \tau_f \quad (3.59)$$

La ecuación del gradiente de presión por fricción se realiza con la ecuación (3.33). Durante el flujo monofásico del líquido, predomina la caída de presión debida a la carga hidrostática, por lo que se tiene que calcular para la ecuación (3.59) la densidad con una realación desarrollada por Frick de la forma:

$$\rho_i = 1000 \frac{\delta_w}{B_w} \quad (3.60)$$

donde B_w representa un factor de variación de volumen del agua dependiente de la presión y la temperatura, y δ_w es la densidad relativa del agua considerando el contenido de sales. La expresión para B_w es la siguiente:

$$B_w = 1.0 + 2.70 (10^{-4})Tx + 2.2515 (10^{-6})Tx^2 - 7.497(10^{-6})p \quad (3.61)$$

siendo Tx la diferencia de temperatura entre el fluido y la temperatura ambiente.

3.2 Relaciones Auxiliares

Para lograr una correlación entre las propiedades físicas de la mezcla bifásica bajo ciertas condiciones de flujo, se requieren expresiones que permitan determinar las propiedades de cada una de las fases.

Expresando las ecuaciones obtenidas por Farouq Alí para la temperatura, densidad y viscosidad en el sistema internacional de unidades se tiene:

Temperatura de la mezcla en función de la presión;

$$T = 117.5 p^{0.225} + 255.37 \quad (3.62)$$

Densidad de cada una de las fases;

Líquido

$$\rho_l = (9.7924 (10^{-4}) + 9.82 (10^{-6}) P^{0.225} + 4.18 \times 10^{-5} P^{0.45})^{-1} \quad (3.63)$$

Vapor

$$\rho_g = (1.73 P^{-0.9588})^{-1} \quad (3.64)$$

Viscosidad dinámica:

Líquido

$$\mu_l = 2.185(10^{-3})(0.28921 + 0.07281 T + 1.67(10^{-5}) T^2)^{-1} \quad (3.65)$$

Vapor

$$\mu_g = 10^{-7}(88.019 + 0.3282 T + 2.135 (10^{-4}) T^2 + \rho_g (5.897(10^{-3}) T - 1.8567)) \quad (3.66)$$

Gasto volumétrico:

Líquido

$$q_l = \frac{\dot{m} (1-x)}{\rho_l} \quad (3.67)$$

Vapor

$$q_g = \frac{\dot{m} x}{\rho_g} \quad (3.68)$$

Aunando a estas ecuaciones las entalpías de ambas fases descritas en (3.10) y (3.11) se completan las relaciones necesarias para determinar las propiedades de la mezcla.

3.3 Método de solución

Los perfiles de flujo de la mezcla se obtienen al resolver las ecuaciones de cantidad de movimiento, energía, transferencia de calor entre el fluido y la formación, y difusión de calor en la formación. Debido a que sus coeficientes son funciones de variables incógnitas, así como del tiempo y espacio, no existe solución cerrada. Como resultado de lo anterior, se recurrió a un proceso iterativo mediante una solución numérica utilizando diferencias finitas.

Dado que las ecuaciones no son lineales, tampoco es posible resolverlas simultáneamente, por lo cual es necesario utilizar un método secuencial en el cual se llevan a cabo las iteraciones para cada intervalo de altura o profundidad considerado.

El procedimiento computacional se puede resumir en la siguiente forma:

1. Se selecciona el incremento de profundidad en el pozo y se suministran los datos de la configuración del pozo (longitud y

diámetros), las condiciones en la boca del pozo y el perfil inicial de temperatura en la formación, si éste se encuentra disponible (si no se supone uno lineal)

2. Si la mezcla se encuentra en dos fases se supone una calidad promedio cercana al valor anterior.

3. Con la calidad supuesta, se calcula la caída de presión utilizando la ecuación (3.7) recursivamente; durante esta etapa se determina el régimen de flujo existente con las propiedades determinadas, para seleccionar las correspondientes al gradiente de presión por fricción y la densidad de la mezcla, que se han de introducir en la ecuación (3.7). Una vez calculada la presión correspondiente a la profundidad considerada en 1, se procede a evaluar el intercambio de calor con la formación.

4. Para un intervalo de tiempo especificado, se determina la variación de temperatura en la formación a partir de la ecuación (3.17), para las condiciones de frontera y la condición inicial correspondientes.

5. Calculado un valor del coeficiente global de transferencia de calor, se calculan las pérdidas de calor por unidad de longitud con la ecuación (3.16).

6. Se determina la calidad mediante la ecuación (3.14), y si el valor calculado concuerda con el valor supuesto dentro de un intervalo de tolerancia especificado, se continúan los cálculos tomando un nuevo incremento, hasta que la longitud del pozo se

haya alcanzado. De lo contrario se vuelve a iterar a partir del paso 2 con el valor de la calidad calculado.

El diagrama de flujo correspondiente al programa se muestra en la figura (c) y al final de este trabajo se muestra un listado del programa de computadora, escrito en fortran 77, cuya ejecución fue realizada en el sistema VAX/11-780 que se encuentra en el CECAFI.

4. RESULTADOS DEL MODELO MATEMATICO.

El modelo matemático que se presentó en las páginas anteriores fue implantado en un programa de cómputo para estimar las condiciones de operación de inyección de pozos bajo diversas políticas de operación.

Con el fin de establecer la validez del modelo propuesto, se comparan los resultados obtenidos con datos experimentales de campo reportados en la literatura. Como se verá, la cercanía entre las cantidades calculadas y las medidas permite inferir la validez de los supuestos con que se estructura el modelo. Cabría discutir la precisión esperada de las mediciones de campo, y entonces intentar que el modelo predijera resultados dentro del margen de error esperado en la medición. Desafortunadamente, en la literatura sólo se encontraron un número limitado de casos en los que se reportan sólo los perfiles de temperatura, no teniendo información adicional de las demás propiedades, por lo

que se decidió también comparar con los resultados de otros modelos explicando sus diferencias.

4.1 Comparación con otros modelos

La figura 1 muestra los resultados experimentales, los predichos con el modelo presentado por Sugiura (1) y los obtenidos por el presente modelo, para un pozo inyector cuyas características aparecen en el apéndice III. Se puede observar la disminución de la temperatura con respecto a la profundidad y dicho pozo se encuentra operando en el régimen de neblina.

La figura 2 muestra la variación de los perfiles de temperatura a medida que aumenta el coeficiente global de transferencia de calor y se puede observar que primeramente, para valores bajos de dicho coeficiente, se tiene una mayor caída de temperatura, pero a medida que aumenta, esta pérdida de temperatura se hace menor hasta una condición bajo la cual el aumento de U conduce a una disminución de la temperatura del vapor en el fondo del pozo. Esto se debe a que, de acuerdo al criterio de selección de patrones de flujo, y tomando en cuenta el espesor de la película de líquido que se forma en el mismo, la mezcla, que inicia con un alto contenido de vapor, empieza a condensar rápidamente aproximadamente a 200 m de profundidad debido a las altas pérdidas de calor. Esto conduce a un mayor coeficiente de fricción entre las fases y entre la fase líquida y el conducto, lo cual provoca una mayor caída de presión y por ende de temperatura. El valor de U para el que esto sucede es de $34 \text{ W/m}^2 \text{ K}$.

La figura 3 muestra los perfiles de presión para el caso de la grafica anterior; como es de esperarse, éstas tienen la misma configuración que los perfiles de temperatura, ya que ambas propiedades son dependientes en condiciones de saturación. Por esta razón, es necesario evaluar otra propiedad termodinámica para poder determinar el estado de la mezcla. En la figura 4 se muestran los valores de la calidad con la profundidad para el pozo analizado. Se puede observar que a medida que aumenta el coeficiente de transferencia de calor, la calidad del vapor disminuye porque existen mayores pérdidas de calor hacia la formación. Para $U=0 \text{ W/m}^2 \text{ K}$ se tiene un ligero aumento de la calidad, debido a que las pérdidas por fricción se transforman en un aumento de entalpía, ya que la transferencia de calor hacia los alrededores es nula.

A partir de estos valores y de las condiciones de presión o temperatura, se pueden construir los perfiles de entalpía de la mezcla. Estos son más útiles en el análisis de operación del pozo ya que representan, como se verá más adelante, la energía disponible en el fondo del pozo. Como se puede observar, para $U=0$ la entalpía es casi constante, lo cual significa que la disponibilidad de energía del flujo es casi la misma que en la boca del pozo, mientras que, a medida que U aumenta, la entalpía disminuye aún a pesar del aumento de presión y temperatura, lo cual sucede a partir de un valor de $U=34 \text{ W/m}^2 \text{ K}$, (ver figura 5).

La figura 6 muestra la distribución de temperatura en la formación con respecto a la distancia radial a una profundidad de 206.7 m, a medida que aumenta el tiempo de inyección a partir de

la condición inicial hasta los cien días. Se observa que para tiempos cortos la variación es rápida, pero para tiempos mayores de aproximadamente 10 días, el incremento de temperatura de la formación es reducido.

La figura 7 muestra la variación de la temperatura con respecto a la profundidad del pozo 2 (sus datos también aparecen en el apéndice III), para diferentes valores de U y se incluyen los resultados de Sugiura y Earlougher. Los perfiles de temperatura presentados por Sugiura no incluyen los valores a partir de 230 m del fondo del pozo, donde de acuerdo a la figura 9, la mezcla se condensa y dicho autor no muestra su comportamiento en estado líquido. Por otra parte el modelo de Earlougher, que genera menores caídas de presión, no predice condensación de la mezcla a lo largo del pozo. En este pozo la mezcla fluye bajo el régimen de pistón, donde la fase líquida es más significativa en las variaciones de presión. Se puede observar que para un valor aproximado de $U=5.67 \text{ W/m}^2 \text{ K}$, se condensa la mezcla convirtiéndose en flujo monofásico, por lo cual la caída de temperatura es mayor pero no así la presión, que aumenta grandemente como se muestra en la figura 8 debido al aumento de carga estática del líquido, a pesar de las pérdidas por fricción.

La figura 9 muestra la variación de la calidad y se puede observar su rápida disminución a medida que aumenta el valor de U hasta condensarse. En la figura 10 también es notoria la caída brusca de la entalpía a medida que aumenta U . El cambio de pendiente de las 3 curvas inferiores representa el cambio de estado de la mezcla a líquido.

Se pueden observar en la figura 11 las variaciones de temperatura con respecto a la profundidad, en función de U en el pozo 3. En este caso, se presentan diversas tendencias respecto a la caída de presión, como se muestra en la figura 12, por lo siguiente. Para valores de U entre 0 y $5.67 \text{ W/m}^2 \text{ K}$, se aprecia que un incremento de U redonda en una menor caída de presión en el fondo. Ello se debe a que para ambas situaciones en que la mezcla fluye bajo el régimen de neblina en todo el pozo, el mecanismo que gobierna la caída de presión es el de rozamiento, siendo las caídas de presión proporcionales al cuadrado de la calidad de la mezcla (ver ecuación 3.48). Siendo ésto cierto, y analizando la figura 13, se aprecia que para $U = 0 \text{ W/m}^2 \text{ K}$ la calidad es mayor, lo cual redonda en la mayor caída de presión mencionada. Sin embargo, a medida que U sigue aumentando a partir de $5.67 \text{ W/m}^2 \text{ K}$, la presión en el fondo empieza a disminuir, ya que como se explicó para el caso del pozo # 1, la película de líquido genera mayores pérdidas de presión por fricción.

Se puede apreciar el cambio de pendiente en los perfiles de presión a medida que U aumenta, los cuales indican un cambio de régimen de flujo a transición, donde las caídas de presión son menores. Sin embargo, a pesar de que se empieza a ganar carga estática, el intervalo de flujo bajo el cual la mezcla se encuentra en neblina es cada vez mayor reflejándose en una mayor caída de presión en la parte alta del pozo. Este efecto global conduce a una mayor caída de presión a medida que U aumenta a partir de $U = 11.34 \text{ W/m}^2 \text{ K}$.

Las figuras 11 y 13 incluyen los resultados presentados por

Sugiura y Pacheco. El primero de ellos predice un proceso casi isotérmico, mientras que el segundo es muy cercano a un proceso adiabático. En la figura 14 se muestra la variación de la entalpía con la profundidad, siendo semejante a las presentadas anteriormente.

4.2 Efecto del tiempo en los perfiles de propiedades

La figura 15 muestra el efecto del tiempo de inyección sobre la temperatura del vapor para el pozo 1. Se puede observar que a medida que éste aumenta, la temperatura en el fondo también se incrementa debido a que las pérdidas de calor disminuyen al calentarse la formación. Se consideró un coeficiente global de transferencia de calor de $28.38 \text{ W/m}^2 \text{ K}$.

Por lo expuesto en párrafos anteriores, los perfiles de presión mostrados en la figura 16 indican la misma tendencia que se obtuvo al variar U .

El incremento temporal de la calidad debido a que las pérdidas de calor disminuyen, por el aumento de la temperatura en la formación, se muestra en la figura 17. Después de 10 días dicho aumento de calidad es cercano al 10 %.

La figura 18 indica, con base en la variación de entalpía con la profundidad, que el vapor pierde menos energía a medida que transcurre el tiempo por el factor antes explicado.

Por lo que al pozo 2 se refiere la variación de temperatura con

la profundidad en función del tiempo se muestra en la figura 19. En la sección anterior se mostró que la calidad disminuía al aumentar el valor de U hasta condensarse. Para el valor constante de $U = 8.45 \text{ W/m}^2 \text{ K}$ considerado para un tiempo inicial se presenta condensación, y a medida que el tiempo aumenta hasta 7 días el frente de condensación se retrasa, dando lugar a una mayor temperatura del fluido en el fondo del pozo.

La figura 20 muestra la variación de la presión con la profundidad, donde se puede observar que a medida que aumenta el tiempo, la presión disminuye porque el frente de condensación, como se anotó de la figura anterior, se retrasa. Esto se debe a que la carga estática de agua disminuye al aumentar el tiempo a la profundidad dada.

La entalpía como función de la profundidad se presenta en la figura 21 la muestra que a medida que aumenta el tiempo la entalpía también aumenta. Se puede observar el cambio de fase de vapor a agua en la discontinuidad de la curva.

La figura 22 muestra claramente la variación de la calidad con respecto a la profundidad en función del tiempo, observándose que cerca de la parte inferior del pozo aumenta a medida que el tiempo transcurre. Sin embargo en el fondo se tiene una calidad cero, es decir se vuelve líquido.

La figura 23 muestra la variación de temperatura de la formación con la distancia radial para una profundidad de 763.32 m, desde la condición inicial hasta 100 días de operación.

Se pueden observar (al igual que en la figura 6 referente al pozo 1) los altos gradientes para tiempos cortos y su disminución en tiempos muy largos para dicha profundidad.

4.3 Efecto del gasto de inyección en los pozos 1 y 2

En la figura 24 se analiza el efecto que tiene el gasto de inyección de vapor sobre la presión en el fondo. Para poder llevar a cabo esta comparación se mantuvieron fijas las condiciones de temperatura y calidad en la superficie y se varió el gasto a partir del valor nominal.

Se puede observar que existe un valor del gasto (cercano al nominal), para el cual la presión en el fondo es máxima. Lo anterior se debe a que para gastos pequeños el fluido se presenta sólo bajo el régimen de transición, evolucionando al de neblina a medida que el gasto se incrementa hasta el valor de 0.48 kg/s, que corresponde al caso de máxima presión. A partir de ese caso, la presión comienza a disminuir debido a que para gastos mayores ya presenta flujo de neblina a todo lo largo del pozo, siendo cada vez mayores las velocidades de la mezcla y por tanto las pérdidas por fricción. Estas simulaciones consideran variable el coeficiente U , resultando muy cercano a $6.8 \text{ W/m}^2 \text{ K}$ con variaciones de hasta $\pm 40 \%$ aproximadamente.

En la figura 25 se puede observar que a medida que aumenta el gasto, la calidad en el fondo aumenta; ésto es debido a que las pérdidas de calor hacia la formación disminuyen al aumentar el gasto (13).

A partir del análisis de este resultado y de los perfiles de entalpía presentados en las figuras 5, 10 y 14, se puede construir una gráfica que indique los valores de gasto para los cuales la cantidad de energía disponible en el fondo del pozo sea máxima. Definiéndose al calor de utilización como la razón de la entalpía en el fondo a la entalpía en la superficie, su variación con el gasto se muestra en la figura 26. Para las condiciones del pozo 1 se observa que el calor de utilización se incrementa a medida que el gasto aumenta hasta un valor (cercano al máximo considerado), a partir del cual se mantiene esencialmente constante. Esta situación corresponde al caso de flujo de neblina arriba mencionado.

Para el pozo 2 se muestra el efecto del gasto de inyección y se puede observar que, a medida que éste aumenta, la presión en el fondo siempre disminuye. Este comportamiento se debe a que para gastos pequeños la mezcla condensa rápidamente fluyendo durante casi toda la longitud del pozo como líquido; a partir de un valor de 0.6 kg/s la mezcla ya no condensa en el fondo (ver figura 28), manteniéndose entonces bajo el régimen de pistón y disminuyendo por tanto la carga estática en el fondo, lo cual provoca la disminución de presión en ese punto. Esta misma razón explica el aumento de la calidad mostrado en la figura 28.

A diferencia de la figura 26, para los gastos considerados en el pozo 2 se aprecia que el incremento en el calor de utilización es mucho más marcado a medida que el gasto aumenta. El intervalo como se ilustra en la figura 29, durante el cual la relación calor de utilización-gasto es mayor (representado por la línea

recta), corresponde al caso en que existe flujo de líquido o mezcla de muy baja calidad, mientras que la pendiente de la curva disminuye y tiende a equilibrarse para el caso en que la calidad es mayor.

4.4 Efecto de la presión de inyección

Las figuras 30 a 35 ilustran el efecto que tiene la presión de inyección sobre la presión, la calidad y el calor de utilización en el fondo de los pozos 1 y 2. Para estas simulaciones se mantuvieron constantes las condiciones de calidad y gasto en la superficie de cada uno de los pozos.

La figura 30, correspondiente al pozo 1, muestra que la presión en el fondo siempre aumenta conforme la presión de inyección también se incrementa. Dicha figura muestra 3 claras regiones. La primera de ellas corresponde al caso en que el régimen de flujo en el fondo es el de transición; la segunda en que la presión en el fondo permanece casi invariable con el aumento de la presión de inyección, tiene lugar bajo el régimen de neblina a todo lo largo del pozo, y la tercera región, para presiones altas, sitúa a la mezcla en régimen de pistón en el fondo. Si se sustituye el eje de las ordenadas por la caída de presión entre la superficie y el fondo, resulta la gráfica de la figura 31, en la cual se aprecia que la máxima caída de presión ocurre durante el régimen de neblina, en el cual hay muy altas pérdidas por rozamiento y poca recuperación por carga estática. Para el caso en que la calidad va disminuyendo (figura 32) y la mezcla llega al fondo bajo el régimen de pistón, la recuperación de presión es tal que

la caída de presión es muy pequeña.

Aún cuando el calor de utilización no varía en más del 4 % para todo el rango de valores de presión de inyección utilizados, se puede notar la tendencia a ser mayor para el caso en que se presenta el régimen de neblina como se aprecia en la figura 33; este resultado coincide con lo obtenido en la figura 26.

Por lo que al pozo 2 concierne, la figura 34 muestra que, conforme la presión de inyección aumenta, la presión en el fondo aumenta por arriba del valor de inyección debido al alto contenido de líquido. La línea horizontal corresponde al caso en que la mezcla ya se ha condensado completamente en el fondo, como se ilustra en la figura 35. La diferencia de presión en el fondo respecto a la presión de inyección para este pozo resulta casi constante como se aprecia en la figura 36.

Al igual que para el pozo anterior, el calor de utilización disminuye con el aumento de la presión de inyección, pero presenta una diferencia cercana al 20 % para los casos extremos (figura 37).

4.5 Inyección de agua

La figura 38 muestra los perfiles de temperatura para un pozo en el cual se inyectó agua caliente, comparándose los resultados experimentales con los propuestos por Dougherty, quien utilizó las ecuaciones de Ramey, y con los obtenidos con este modelo.

Se puede observar que el perfil obtenido por Dougherty es consistentemente mayor al experimental, coincidiendo sólo en el punto final del pozo. La mayor discrepancia de sus resultados se

tiene aproximadamente a 950 m de profundidad, donde sobreestima el valor de temperatura en 23 %. El presente modelo se ajusta mejor a los resultados experimentales, sobre todo al inicio del pozo, teniéndose que el error máximo es del 11 % a la profundidad mencionada. El perfil mostrado se obtuvo para un coeficiente de transferencia de calor de $8.5 \text{ W/m}^2 \text{ K}$. Si se disminuye dicho valor, a $4.5 \text{ W/m}^2 \text{ K}$, los resultados teóricos casi se ajustan con un error menor al 4 % respecto a los resultados experimentales, salvo para el último valor en el fondo del pozo, donde ya no se alcanza a predecir el cambio brusco de pendiente. Debe hacerse notar que el cambio de signo en la pendiente de la curva experimental, se presenta en los resultados teóricos independientemente del valor de U , siendo más pronunciado a medida que U se incrementa.

Se puede suponer que la discrepancia entre los resultados del modelo presente y Dougherty radica en que éste último no considera las variaciones de densidad del agua por cambios de presión y temperatura y desprecia además la difusión axial. Cabe mencionar que se desconocen los posibles errores en las mediciones de estos perfiles de temperatura.

La figura 39 muestra otro caso donde la temperatura de inyección es más fría que en el caso anterior. Se puede observar que al no sufrir un enfriamiento previo como en el pozo anterior, los resultados obtenidos por Ramey y los de este modelo son coincidentes.

4.6 Comparación entre inyección de agua caliente y vapor bajo condiciones iguales de presión y temperatura

En las tres figuras siguientes se intenta hacer una comparación entre las características básicas que se tienen durante la inyección de agua en estado líquido o vapor de agua.

La figura 40 ilustra los perfiles de temperatura para el pozo 1 suponiendo presión de inyección de 18 bar para 3 casos:

vapor con calidad de 80 %, líquido saturado y líquido a 100 °C.

Se puede observar que los dos primeros siguen perfiles de temperatura muy parecidos, teniendo el último la misma tendencia pero a un nivel de temperatura muy inferior. Por lo que a la distribución de presión se refiere, la figura 41 indica que mientras la presión del vapor disminuye, la presión del líquido aumenta, debido a las causas ya explicadas con anterioridad. De estas dos gráficas se puede construir la figura 42, la cual da una indicación de la diferencia básica entre la inyección de uno y otro fluido en términos de la energía disponible, es decir, de la entalpía. En dicha figura se ve claramente que el nivel de energía disponible es mucho mayor para el caso del vapor al igual que el calor de utilización, siendo del 96.5 % para el vapor y del 87.5 % para el líquido.

4.7 Comparación entre las tablas de vapor y las ecuaciones utilizadas en este modelo

La figura 43 muestra una comparación de las tablas de vapor (24), con las ecuaciones propuestas por Farouq Ali (4) y Chierici (23). Se observa que para el caso de líquido saturado, las

entalpías son iguales en ambas expresiones y difieren con las tablas en un porcentaje del orden del 11.11 % a una presión de 200 bar. Para presiones menores a 50 bar, se tiene un error menor al 2 %. Para el caso de vapor saturado seco se tiene que las expresiones de Farouq, desde los 50 bar, presentan un error del 1.7 % incrementándose hasta 17.6 % para una presión de 200 bar. Las expresiones de Chierici se apegan grandemente a la campana hasta una presión de 200 bar. Cabe mencionar que los trabajos realizados por Sugiura, Earlougher y Pacheco, sólo realizaron simulaciones a presiones relativamente bajas, utilizando por ende las expresiones de Farouq. Para este trabajo, donde al realizar los análisis de sensibilidad se manejan altas presiones, se recurrió a las expresiones de Chierici.

Para el caso de líquido saturado a continuación se propone una relación lineal desde los 70 bar hasta los 200 bar para encontrar la entalpía de líquido saturado, que es de la siguiente forma y que tiene un margen de error menor del 1 %:

$$h_f = 4.336 P + 963.5$$

Donde P está en bar y h_f en kJ/kg

5. CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES

1. Los resultados obtenidos a partir del modelo matemático aquí planteado, permiten inferir su validez al ser comparados con datos experimentales.

2. Se presentó un modelo más generalizado en cuanto al manejo de flujo bifásico se refiere; además, la inclusión del cálculo de propiedades en flujo monofásico, hace que este modelo sea más extenso y completo que los desarrollados anteriormente.

3. Las diferencias básicas con el modelo de Sugiura (1), el cual se puede considerar como el más relevante por incluir diversos patrones de flujo y deslizamiento entre las fases, radica en que las ecuaciones que utiliza para el cálculo de los gradientes de presión durante el régimen de neblina, no fueron suficientemente calibradas, ya que sólo consideró un perfil de flujo experimental

para el caso de inyección (mientras que para extracción consideró un sólo pozo bajo el régimen de pistón). Así mismo, utiliza una sola expresión para el cálculo de dicho gradiente en el régimen de pistón.

4. El análisis de sensibilidad realizado con los diversos parámetros que pueden influir en las características termodinámicas del fluido de inyección, permiten tomar decisiones respecto a las políticas de operación de los pozos.

5. Se demostró la gran conveniencia de utilizar vapor de agua como fluido de trabajo en recuperación secundaria de petróleo, debido a su alto contenido energético en comparación con agua caliente.

6. Los resultados aquí presentados en las figuras 26 y 29 predicen que las pérdidas de calor tienen una influencia significativa sobre las características del flujo de vapor, ya que los diferentes patrones de flujo dependen también del gasto de inyección. Esto contradice la teoría de Bleakley (26).

7. La variación del coeficiente de transferencia de calor con la profundidad reveló que, aún cuando llega a cambiar hasta en un 40 por ciento de la parte superior hasta el fondo, ésto no altera en más del 5 por ciento las propiedades del fluido si se toma un valor promedio.

8. Se recomienda probar el modelo con un mayor número de datos experimentales tomados del campo o generados en laboratorio.

9. En este modelo no se consideran los efectos de los gases no condensables, ni el efecto de las sales que están presentes en mezclas provenientes de campos geotérmicos. Esto es muy notorio en el caso de reinyección de vapor y agua en pozos geotérmicos. Se recomienda la investigación de tales factores para la mejor predicción de los resultados en el caso de inyección de fluidos geotérmicos. Las ecuaciones y correlaciones aplicables a estos casos, ya han sido aplicadas para el caso de extracción (25).

Referencias

1. Sugiura, T., Farouq Ali, S.: "A Comprehensive Wellbore Steam-Water Flow Model for Steam Injection and Geothermal Applications", SPE 7966, Mayo 1979
2. Orkiszewski, J. : "Predicting Two-Phase Pressure Drops in Vertical Pipes", J.P.T., 829-838, Junio 1967
3. Ross, N.C.J. : "Simultaneous Flow of Gas and Liquid as Encountered in Well Tubings", J.P.T., 1037-1049, Octubre 1961
4. Farouq Ali, S. : Oil Recovery by Steam Injection, Producers Publishing Co. Inc. Drad Ford, Pennsylvania, 1970
5. Willwhite, G. : "Over-All Heat Transfer Coefficients in Steam and Hot Water Injection Wells", J.P.T., 607-615, Mayo 1967
6. Pacheco, E., Farouq, Ali, S. : "Wellbore Heat Losses and Pressure Drop in Steam Injection", J.P.T., 24, 139-144, Febrero 1972
7. Ramey, H. J. : "Wellbore Heat Transmission", J.P.T., 427-435, Abril 1962
8. Moore, T.V. Schilthuis, R.J. : "Calculation of Pressure Drops in Flowing Wells", Trans., A.I.M.E., pet. rev. and tech., 170-190, octubre 1932

9. Duns, H. Jr., Ros, N.C.J. : "Vertical Flow of Gas and Liquid Mixtures in Wells", Proc. Sixth World Pet. Congress, Frankfurt Section II, paper 22-pdg, 451-465, Junio 1967

10. Tachimori, M. : "A Numerical Simulation Model for Vertical Flow in Geothermal Wells", Proc. Eighth Workshop Geothermal Reservoir Engineering, Stanford University, Stanford, Cal., 155-160, Diciembre 1982

11. Aziz, K., Govier, G., Fogarasi, Mr. : "Pressure Drops in Wells Producing Oil and Gas", Journal of Canadian Petroleum 34-48, Sep. 1972

12. Ortiz, R.J. : "Two-Phase Flow in Geothermal Wells: Development and Uses of a Computer Code.", Tesis de Maestría, Stanford University, Junio 1983

13. Palacio, P.A. : "Dinámica de Pozos Geotérmicos ", Tesis Doctoral, UNAM, Octubre 1987

14. Gould, T.L., Rasin Tek, M., Katz, D.F. : "Two-Phase Flow Through Vertical, Inclined, or Curved Pipe", J.P.T., 26, 927-936, Agosto 1974

15. Poettmann, F.H., Carpenter, P.G. : "The Multiphase Flow of Gas, Oil and Water Through Vertical Flow Strings", Drill. Prod. Practice, 257-317, 1952

16. Hagerdorn, A. R., Brown, H.E. : "Experimental Study of

Pressure Gradients Occuring During Continuous Two-Phase Flow in Small Diameter Vertical Conduits", J.P.T., 475-484, Abril 1965

17. Griffith, P., and Wallis, G.B. : "Two-Phase Slug Flow", Journal of Heat Transfer, 307-320, Agosto 1961

18. McAdams, L. H. : Heat Transmission, Mc Graw-Hill Book Co., New York 1933

19. Satter, A. : "Heat Losses During Flow of Steam Down a Wellbore" J.P.T., 17, 845-851, Julio 1965

20. Leutwyler, K. : "Casing Temperatures Studies in Steam Injection Wells", J.P.T., 1157-1162, Septiembre 1966

21. Holst, P.H., y Flock, D.L. : "Wellbore Behaviour During Saturated Steam Injection" J.C.P.T., 5, No.4, 184-193

22. Earlougher, R.C., Jr. : "Some Practical Considerations in the Design of Steam injection Wells" J.P.T., 21, 79-86, Enero 1969

23. Chierici, L., Giannone, G., Sclocchi, G. "A Wellbore Model For Two-Phase Flow in Geothermal Reservoirs", SPT 10315, mayo 1985

24. Haar, L., Gallagher, J., S., Kell, G., S., Tablas de Vapor, Interamericana, 1985

25. Subgerencia de Estudios Geotérmicos, Departamento de Evaluación y Yacimientos, Oficina de Reinyección.

"Actualización a abril de 1985 de la inyección en el campo geotérmico de los Azufres, Michoacán.", Reporte No. 1385-009 CFE, Morelia Michoacán, Junio de 1985.

26. Bleakley, W., B., "Well-bore Heat Losses", The Oil and Gas Journal, Marzo 8, 1965.

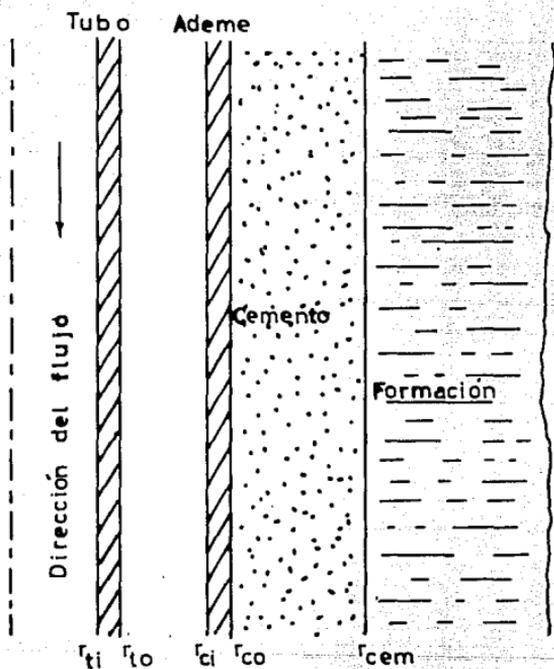


Fig. A Perfil característico de la formación de un pozo mostrando las diferentes partes que lo constituyen.

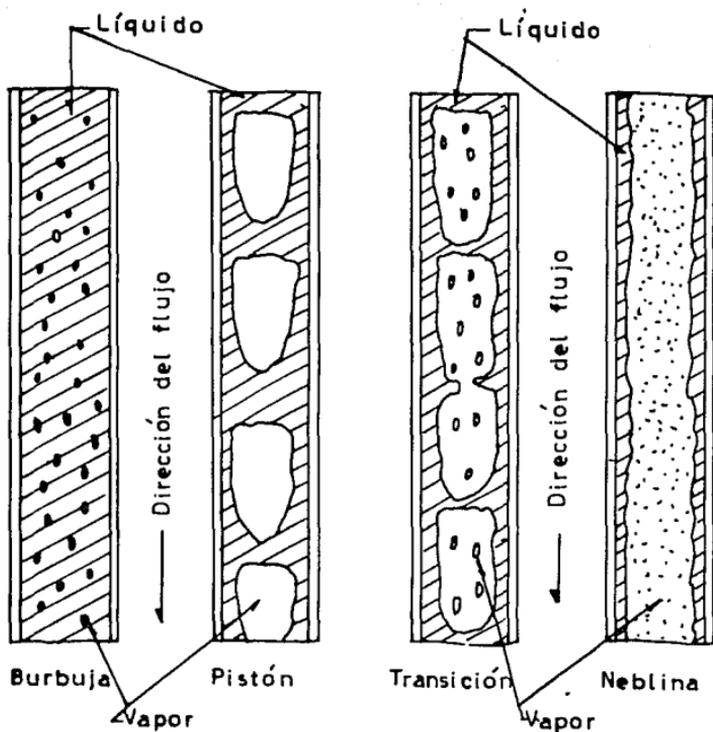


Fig. B Esquema de los diferentes patrones de flujo bifásico vertical, indicando la dirección del flujo.

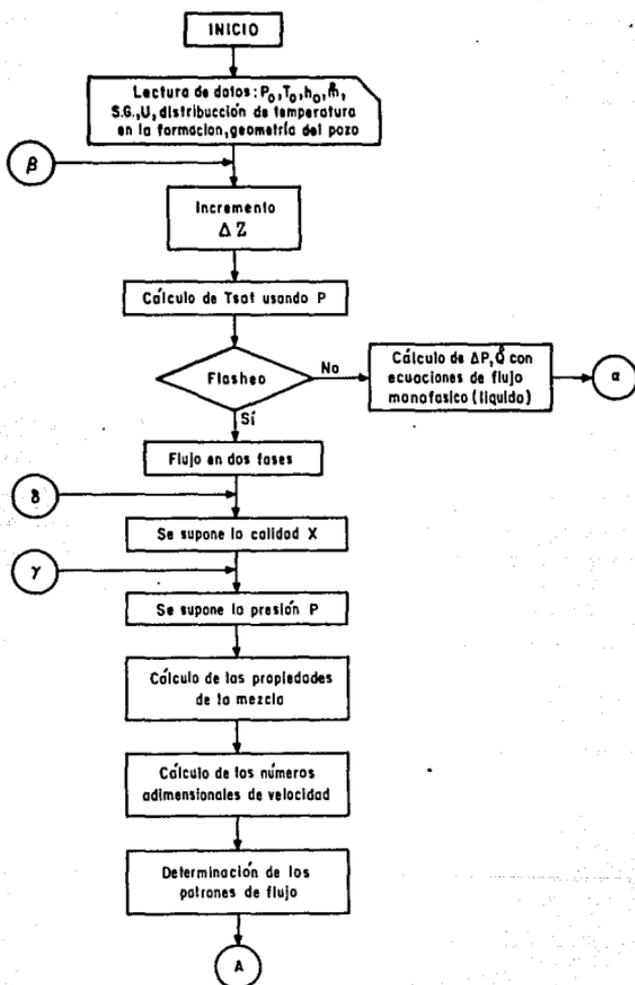
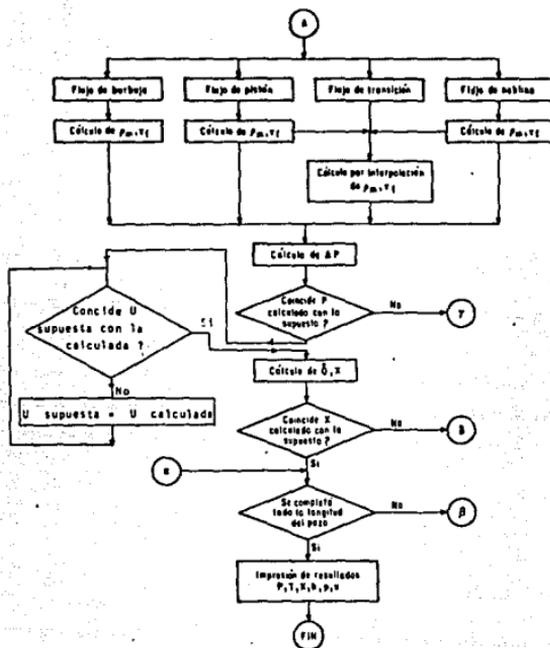


Fig. C Diagrama de flujo del programa de cómputo



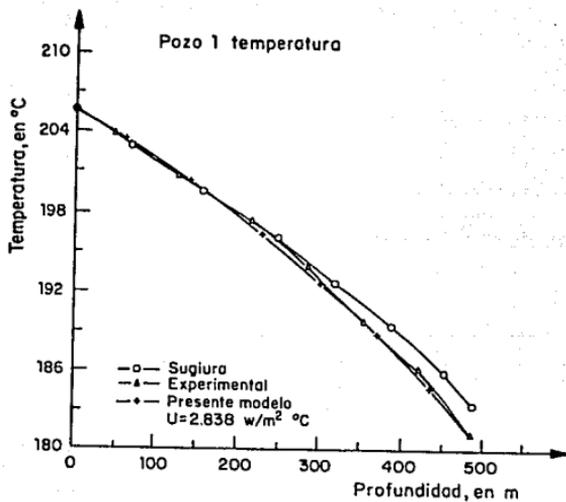


Fig. 1 Perfiles de temperatura del pozo 1 mostrando los datos experimentales y los calculados por Sugiura y este modelo.

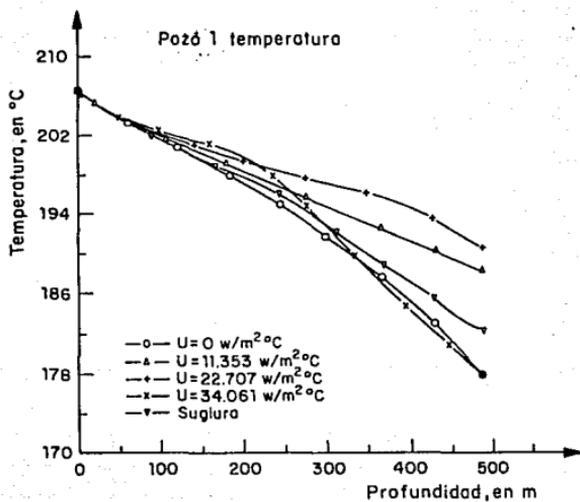


Fig. 2 Perfiles de temperatura del pozo 1, variando el coeficiente global de transferencia de calor. El valor de $U = 0$ simula condiciones adiabáticas.

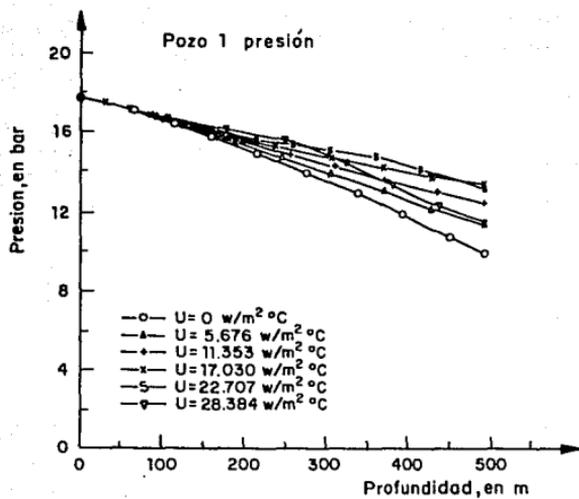


Fig. 3 Perfiles de presión del pozo 1, variando el coeficiente global de transferencia de calor.

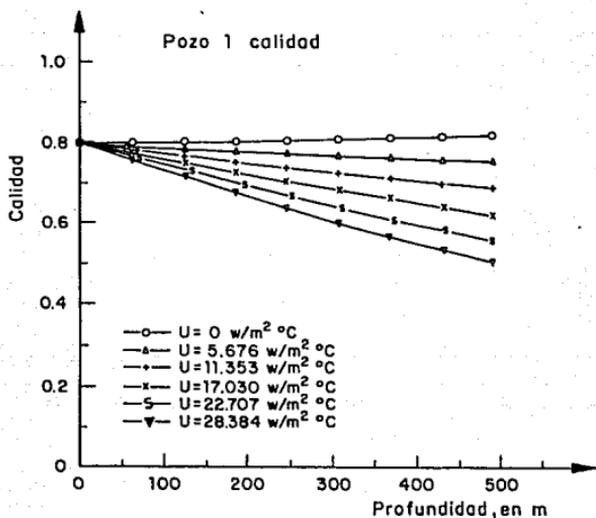


Fig. 4 Perfiles de calidad del pozo 1, variando el coeficiente global de transferencia de calor.

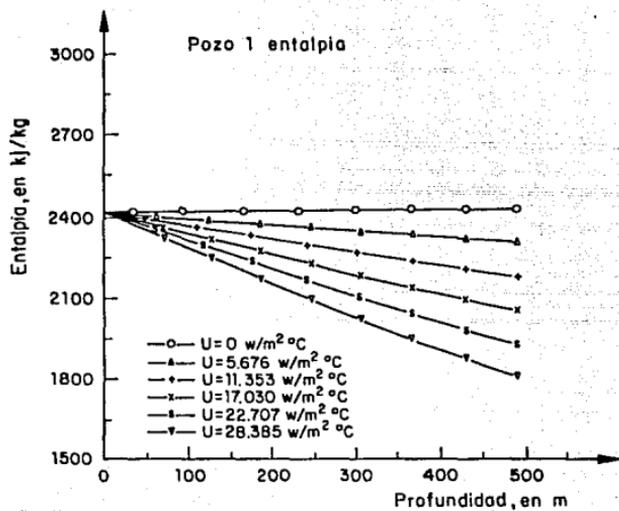


Fig. 5 Perfiles de entalpia del pozo I, variando el coeficiente global de transferencia de calor.

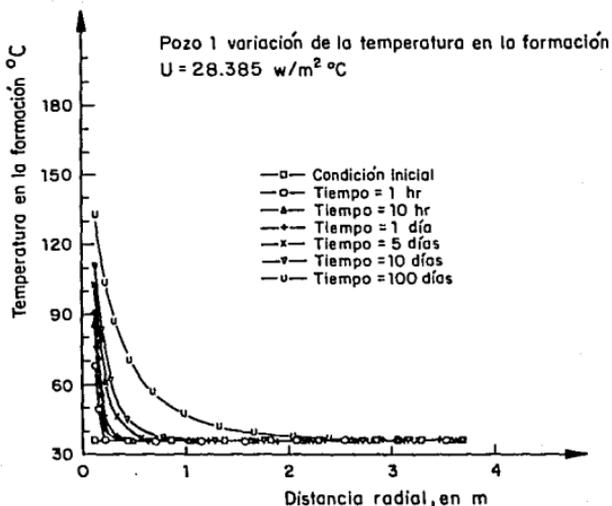


Fig. 6 Variación de temperatura de la formación con respecto a la distancia radial, para diferentes tiempos de inyección, a una profundidad de 260 m.

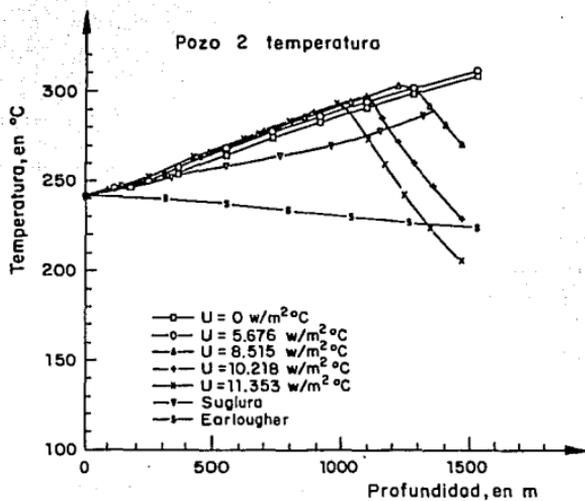


Fig. 7 Perfiles de temperatura del pozo 2 para diferentes valores de U y los predichos por Sugiura y Earllougher.

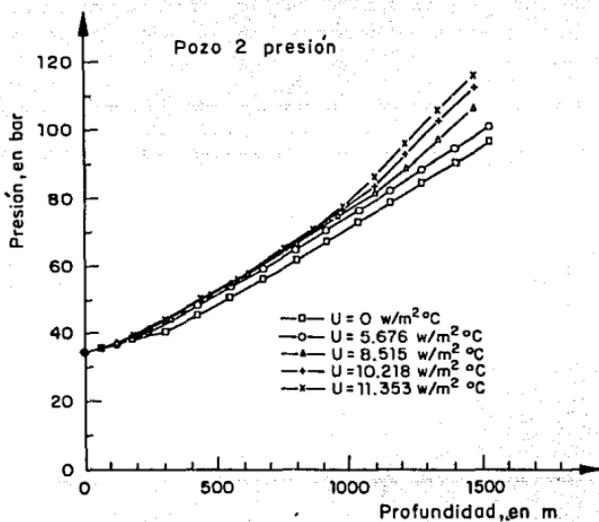


Fig. 8 Variación de presión del pozo 2 con respecto a la profundidad para diferentes valores de U.

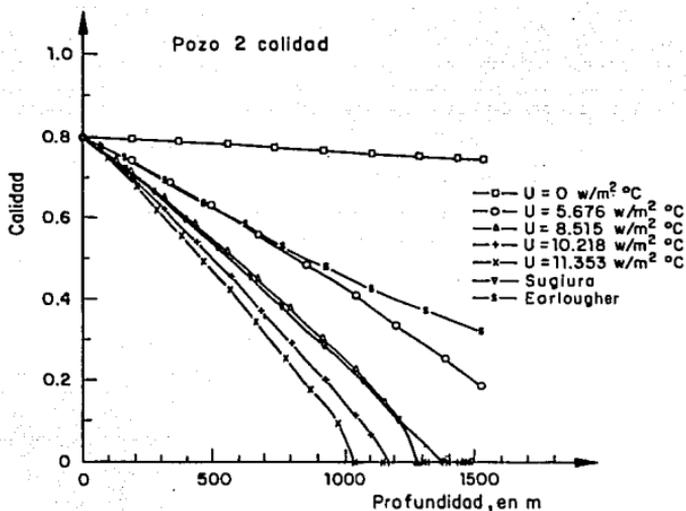


Fig. 9 Perfiles de calidad para diferentes valores de U del pozo 2 y los predichos por Suglura y Eorlougher.

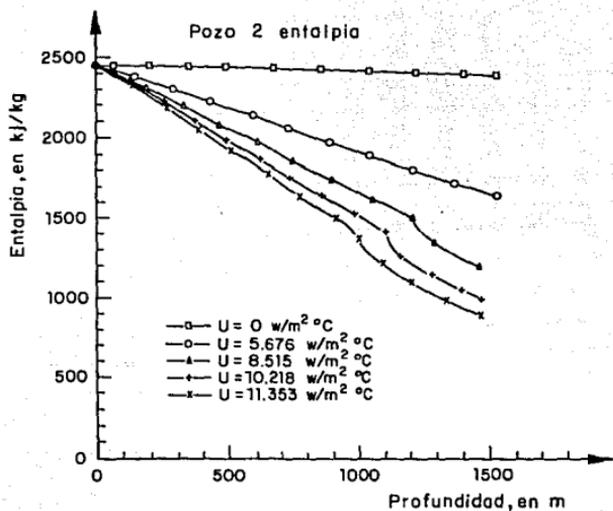


Fig. 10. Perfiles de entalpía del pozo 2, para diferentes valores de U .

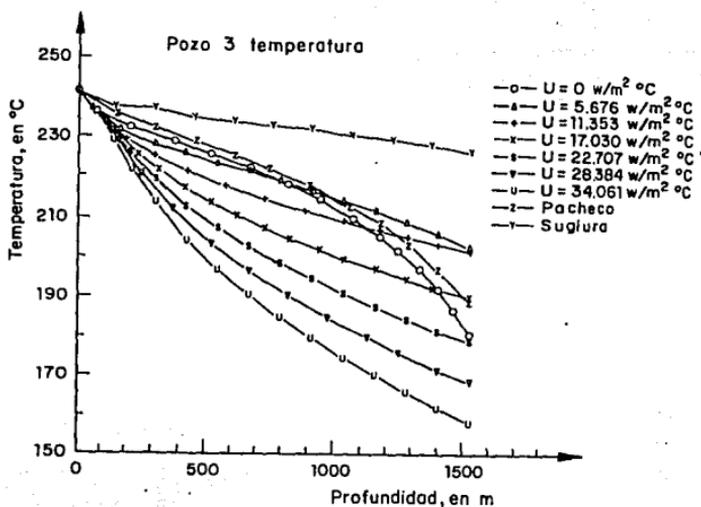


Fig. 11 Perfiles de temperatura del pozo 3, para diferentes valores de U , además de los calculados por Sugiyra y Pacheco.

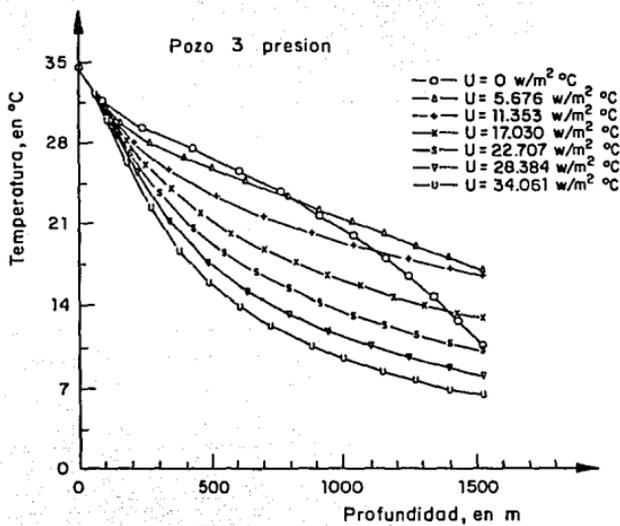


Fig. 12 Perfiles de presión del pozo 3, para diferentes valores de U .

POZO 3 CALIDAD

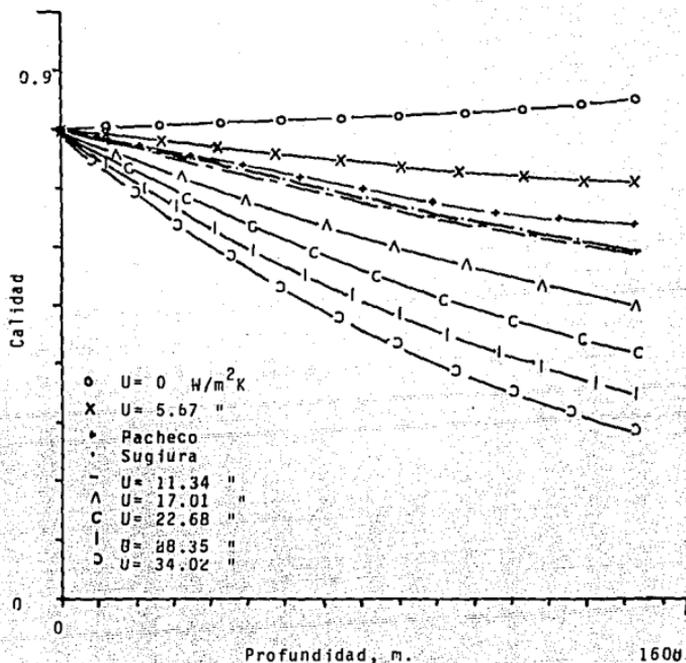


Fig. 13 Perfiles de calidad del pozo 3, para diferentes valores de U y los predichos por Sugiura y Pacheco.

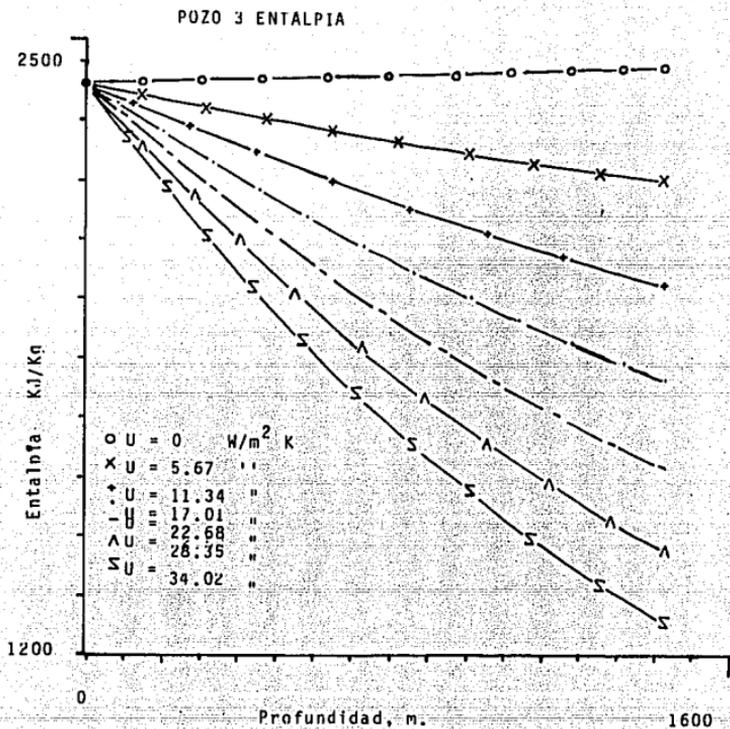


Fig. 14 Perfiles de entalpía del pozo 3, para diferentes valores de U.

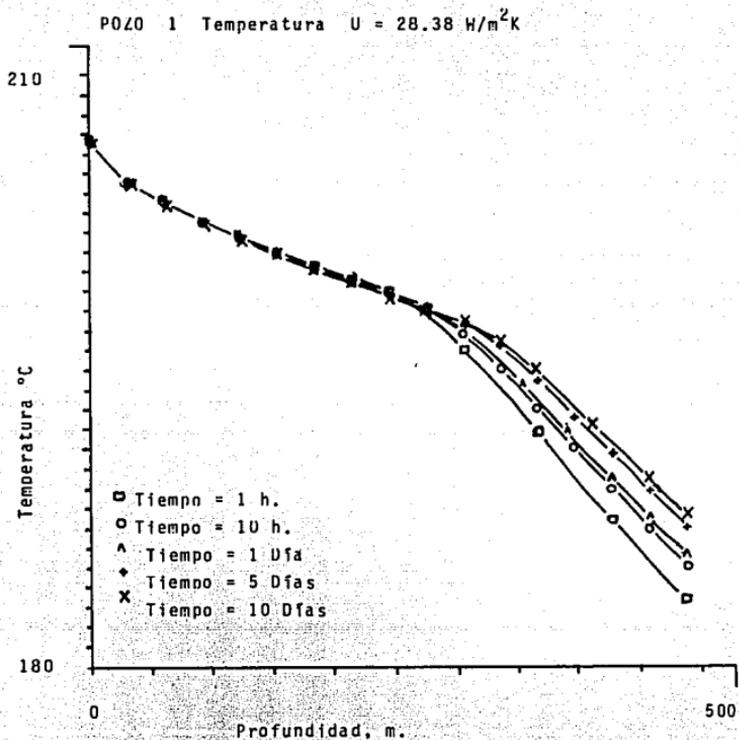


Fig. 15 Variación de la temperatura en función del tiempo de inyección para el pozo 1. El valor del coeficiente U promedio es de $28.3 \text{ W/m}^2\text{K}$.

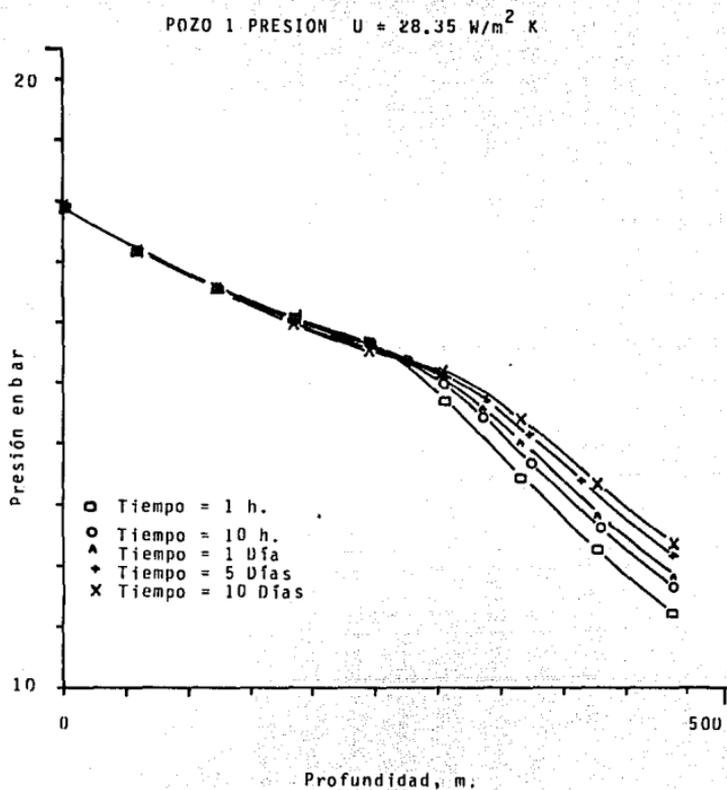


Fig. 16 Variación de la presión con el tiempo de inyección para el pozo 1.

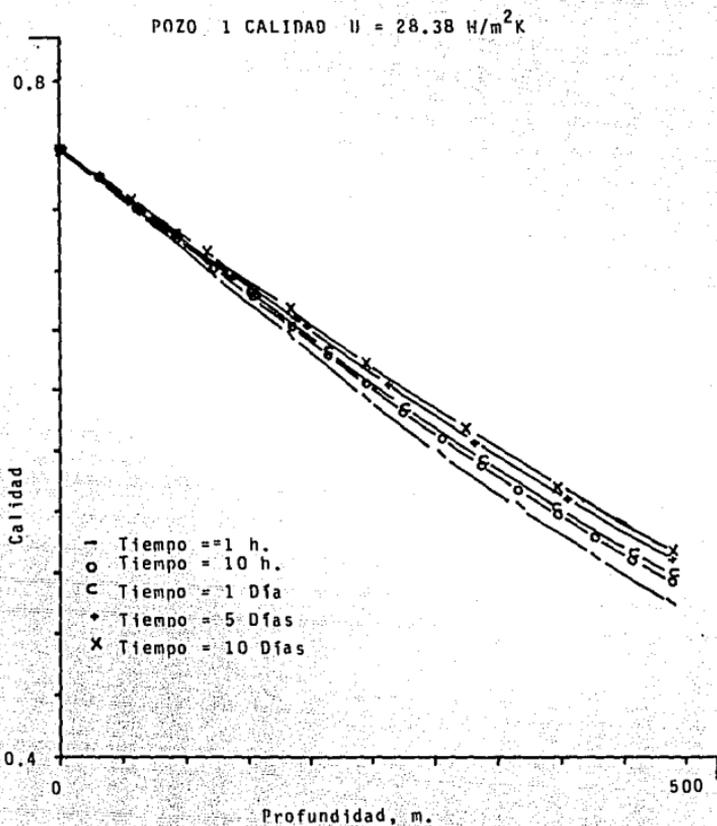


Fig. 17 Variación de la calidad en función del tiempo de inyección para el pozo-1.

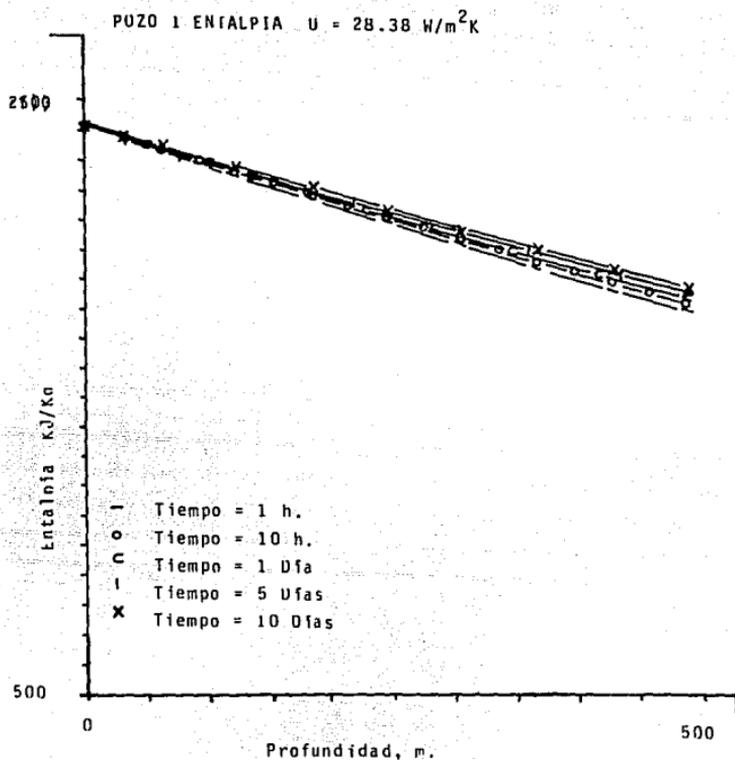


FIG. 18 Variación de la entalpia en función del tiempo de inyección para el pozo 1.

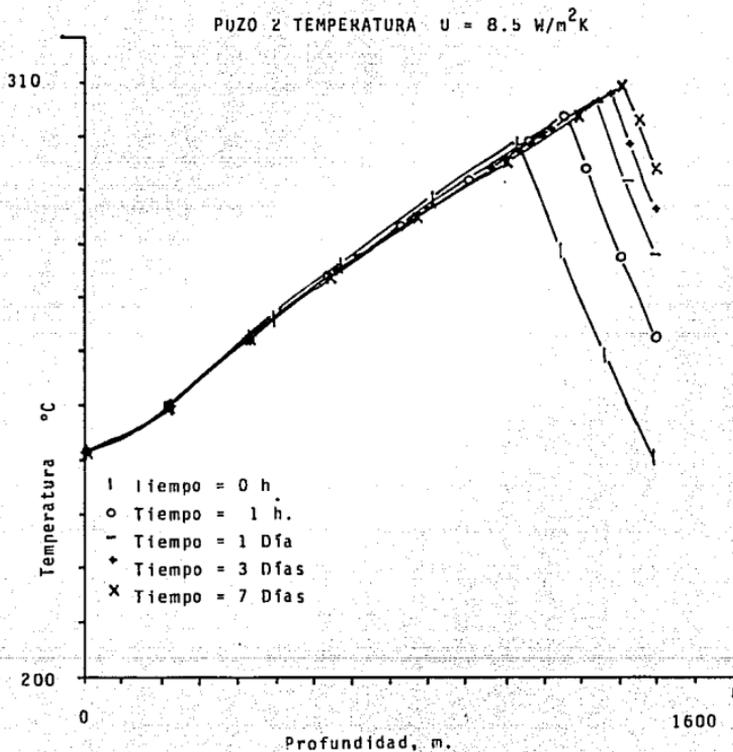


Fig. 19 Variación de la temperatura en función del tiempo de inyección para el pozo 2. El valor promedio del coeficiente U es de $8.5 \text{ W/m}^2 \text{ K}$.

POZO 2 PRESION $U = 8.5 \text{ H/m}^2\text{K}$

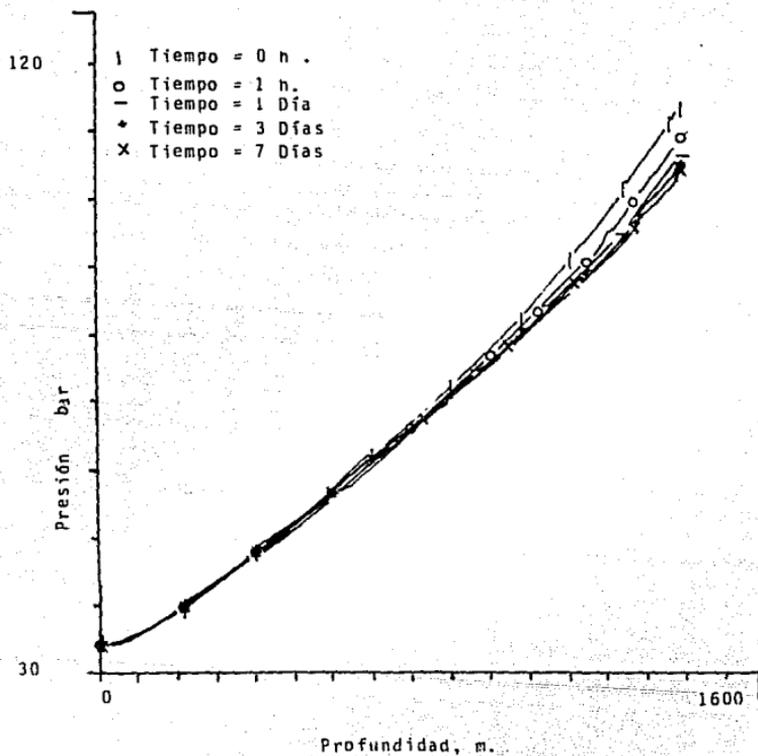


Fig. 20 Variación de la presión en función del tiempo de inyección para el pozo 2.

POZO 2 Entalpia $U = 8.5 \text{ W/m}^2\text{K}$

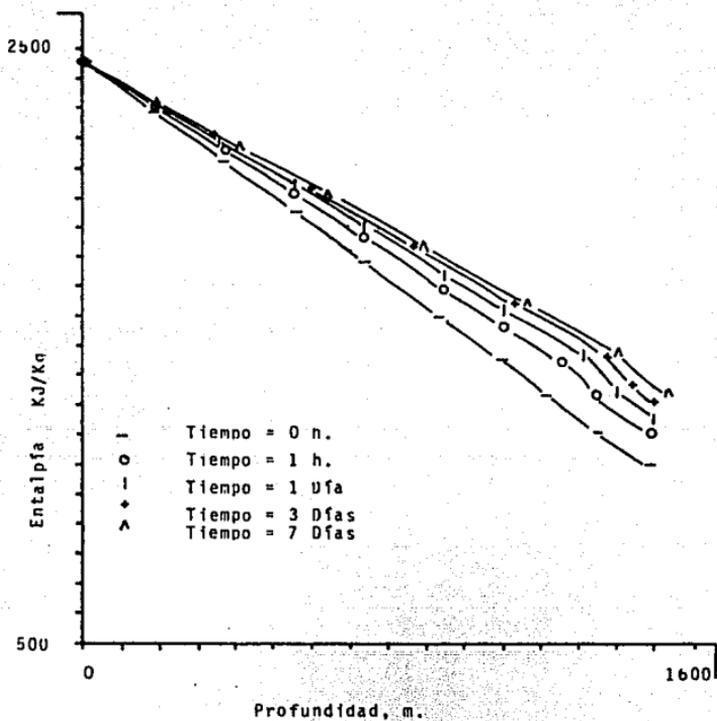


Fig. 21 Variación de la entalpia en función del tiempo de inyección para el pozo 2.

ESTA TESIS NO DEBE
SALIR DE LA BIBLIOTECA

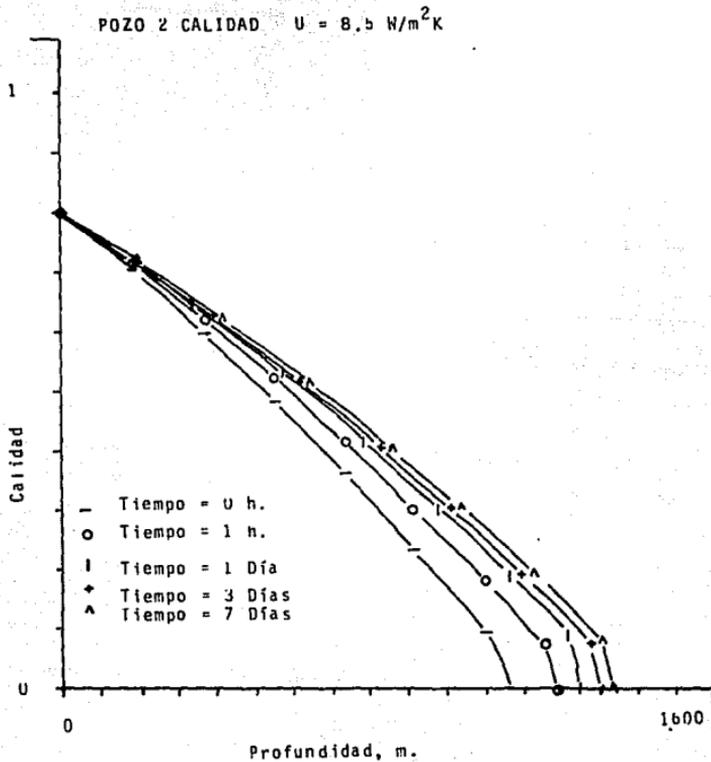


Fig. 28 Variación de la calidad en función del tiempo de inyección para el pozo 2.

POZO 2

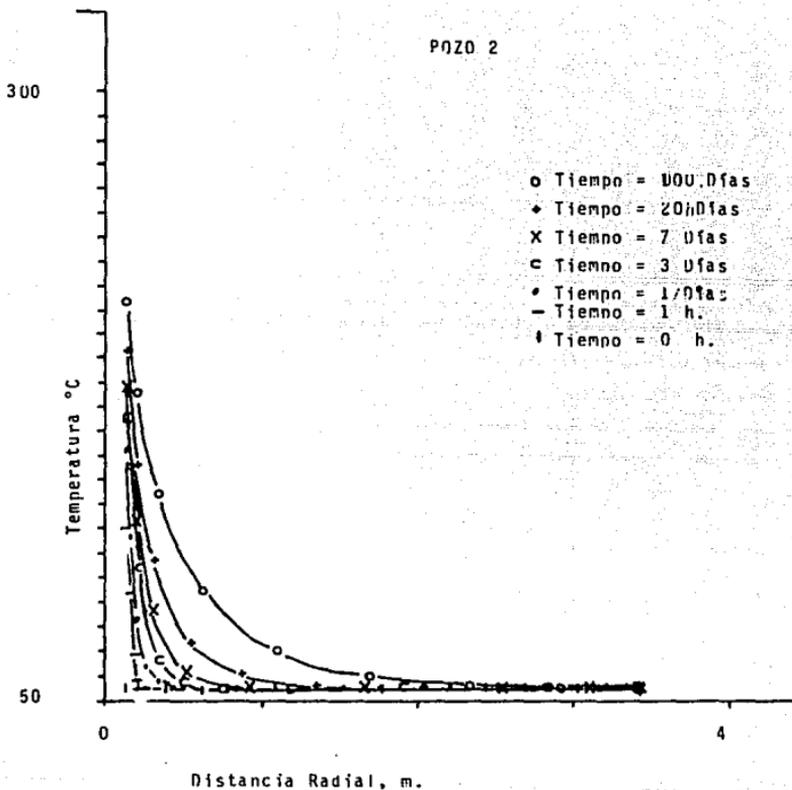


Fig. 23 Variación Temporal de la temperatura en la formación en sentido radial para una profundidad de 763.3 m.

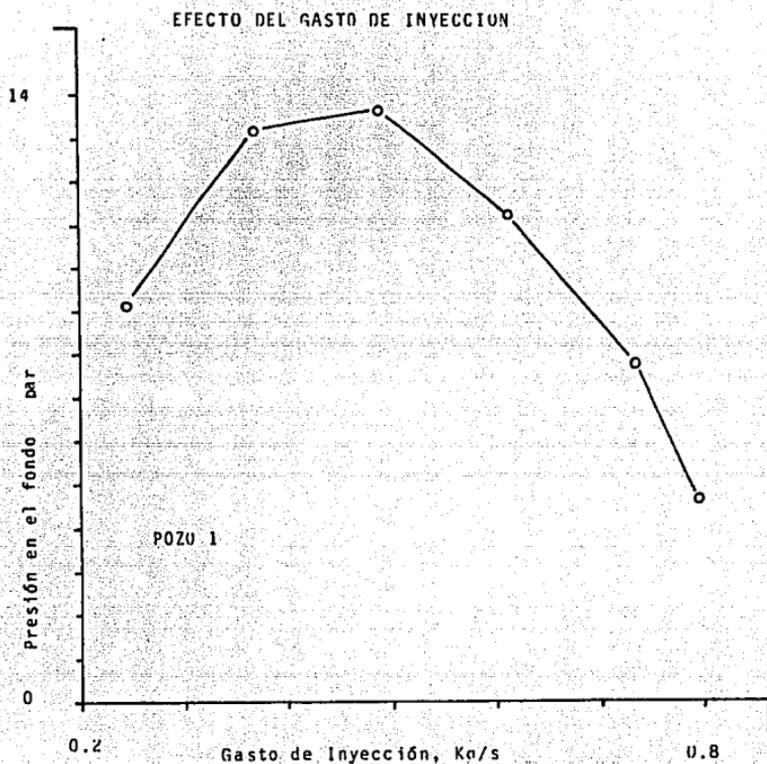


Fig. 24 Variación de la presión en el fondo a medida que aumenta el gasto de inyección para el pozo 1.

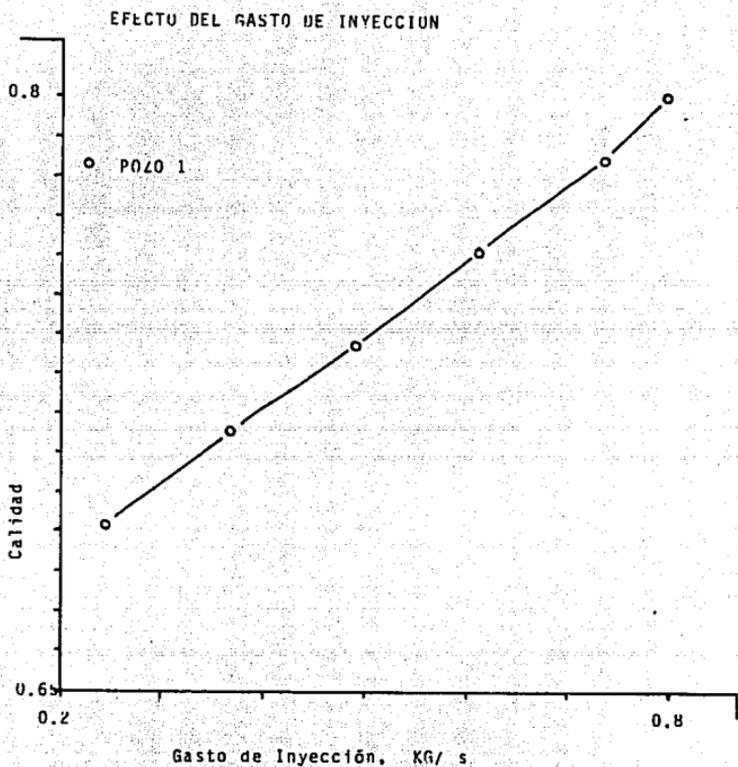


Fig. 25 Variación de la calidad en el fondo a medida que aumenta el gasto de inyección para el pozo 2.

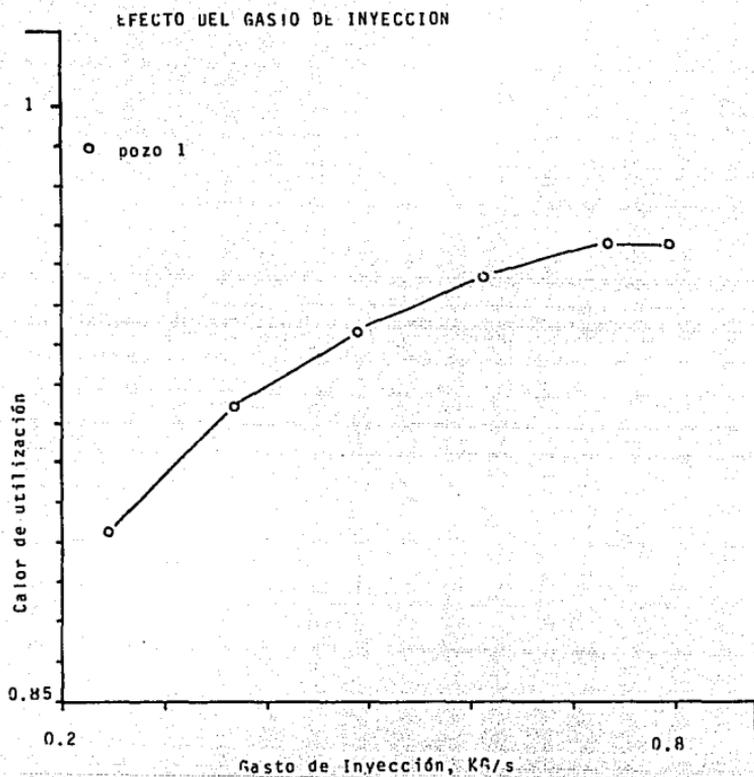


Fig. 26 Variación del calor de utilización a medida que aumenta el gasto de inyección para el pozo 1.

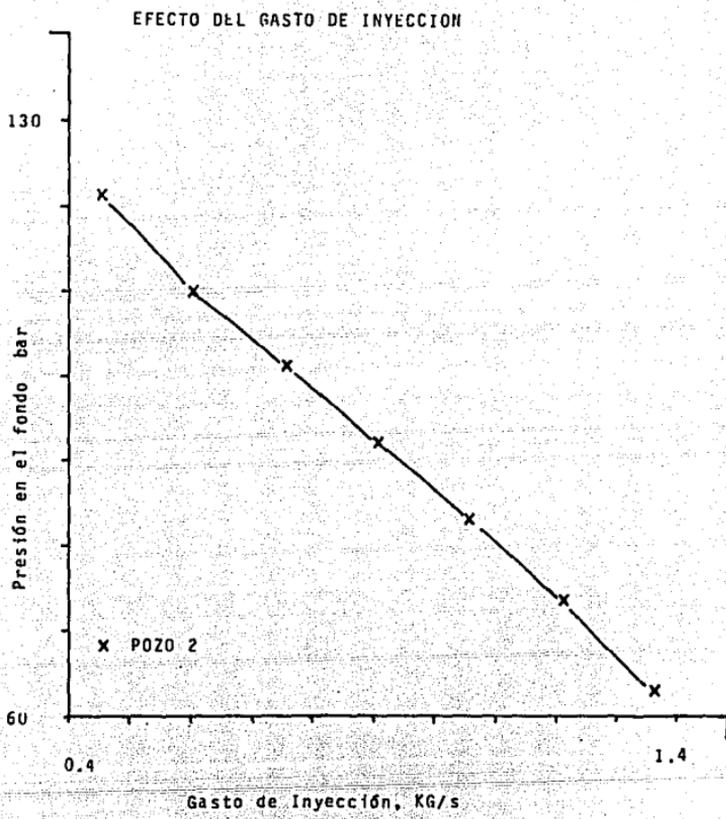


Fig. 27 Variación de la presión en el fondo a medida que aumenta el gasto de inyección para el pozo 2.

EFFECTO DEL GASTO DE INYECCION

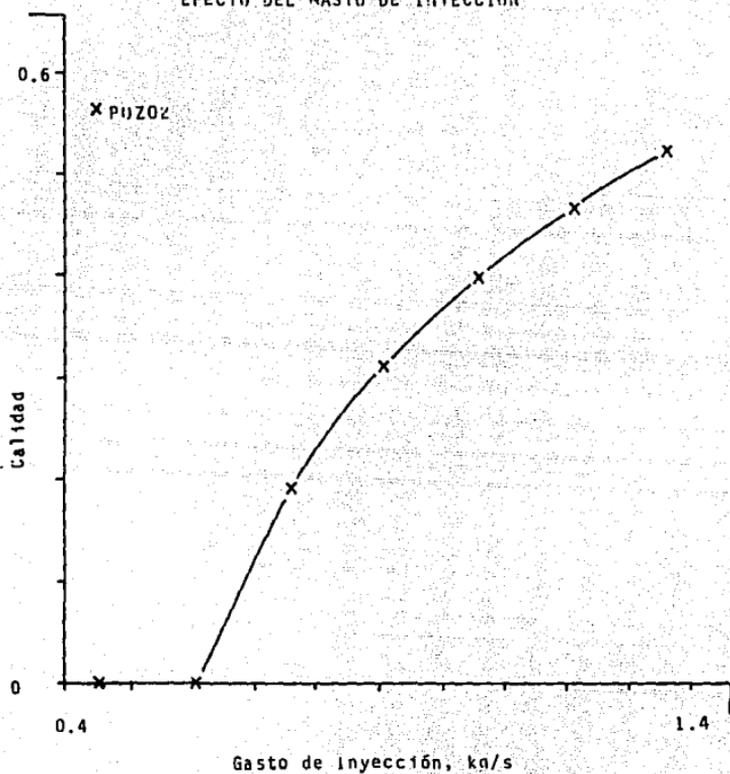


Fig. 28 Variación de la calidad en el fondo a medida que aumenta el gasto de inyección el pozo 2.

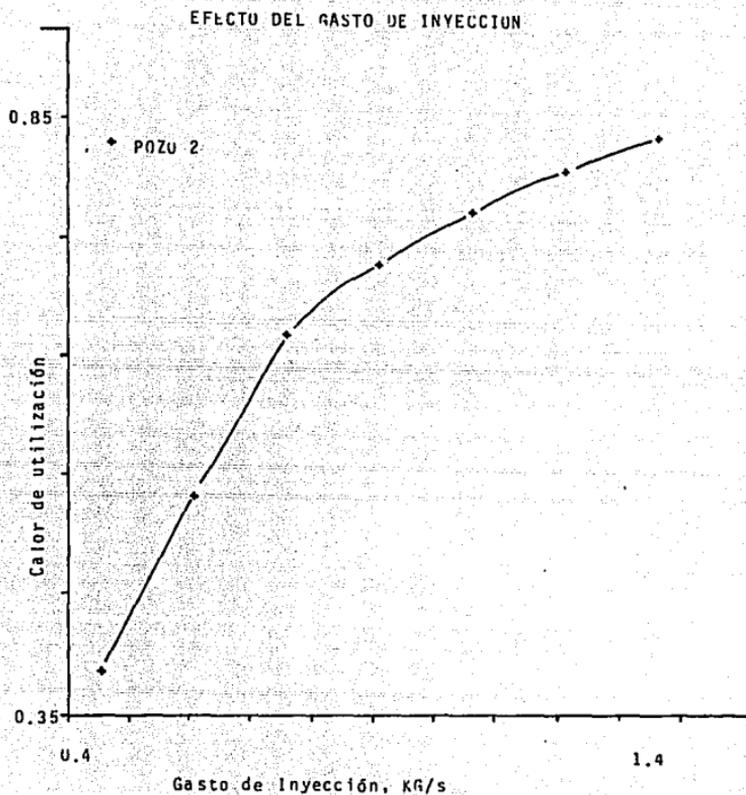


Fig. 29. Variación del calor de utilización a medida que aumenta el gasto de inyección para el pozo 2.

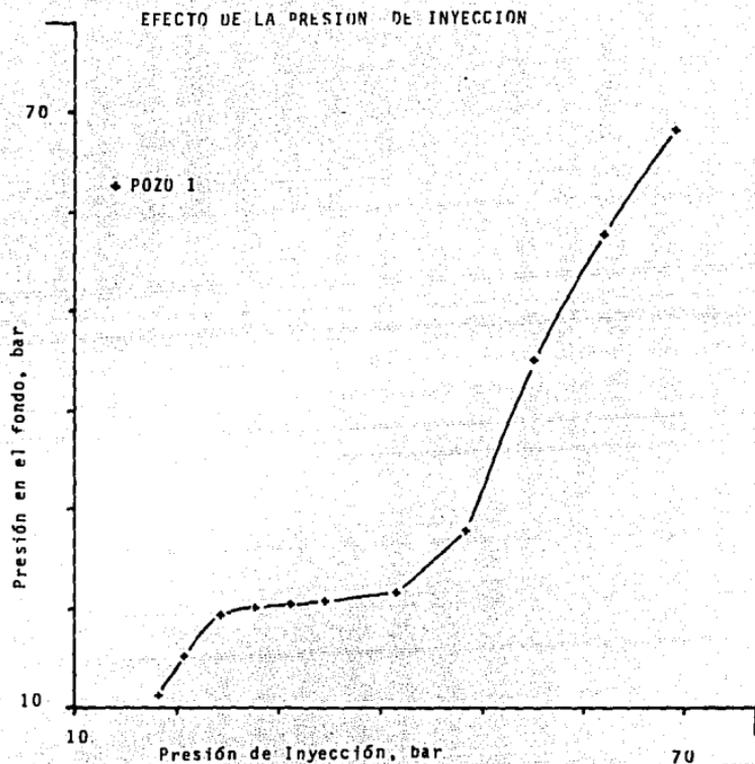


Fig. 30 Variación de la presión en el fondo a medida que aumenta la presión de inyección para el pozo 1.

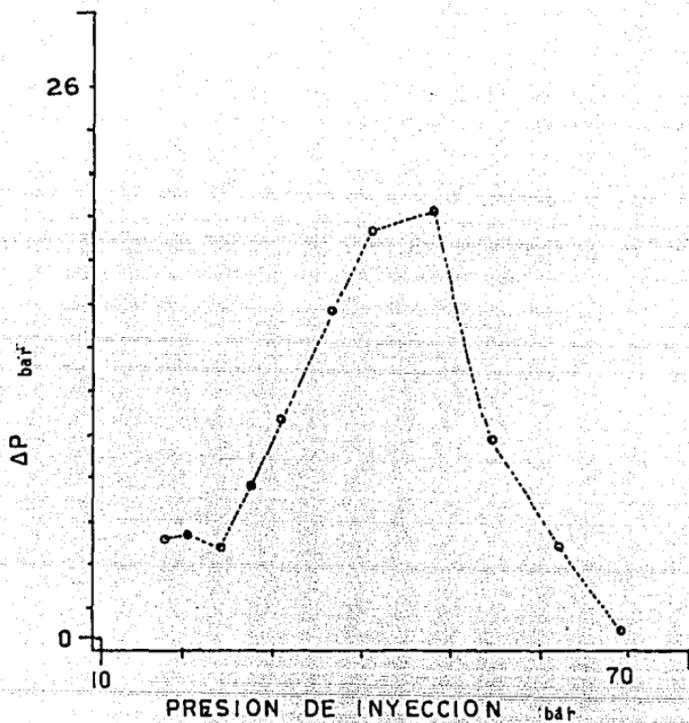


Fig. 31 Variación de la caída de presión a lo largo del pozo 1 a medida que aumenta la presión de inyección.

EFFECTO DE LA PRESION DE INYECCION

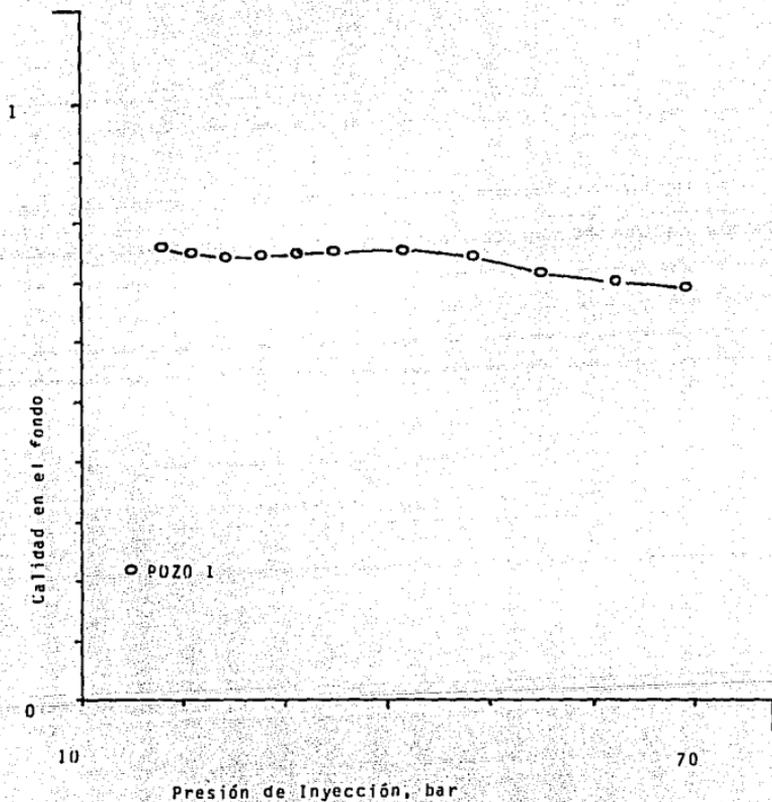


Fig. 32 Variación de la calidad en el fondo del pozo 1 a medida que aumenta la presión de inyección.

EFFECTO DE LA PRESION DE INYECCION

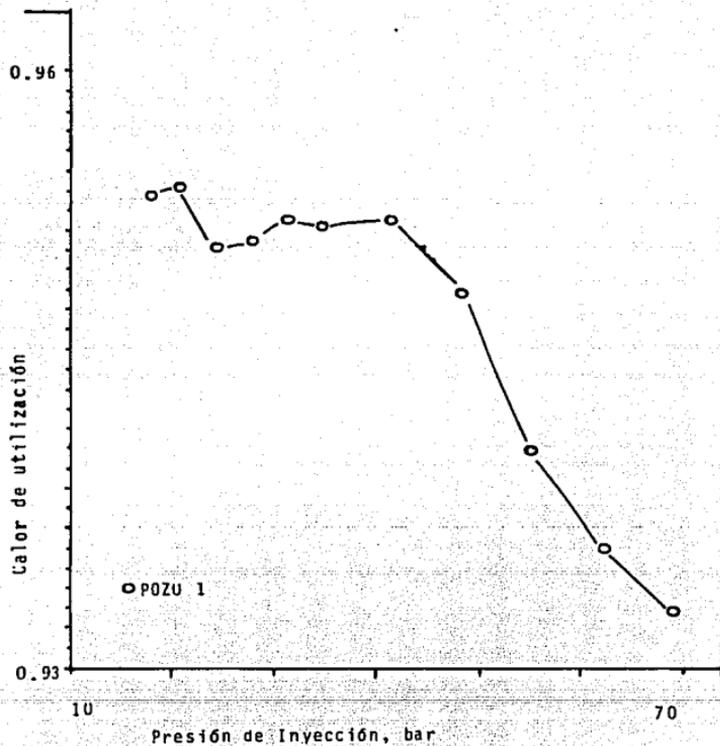


Fig. 33 Variación del calor de utilización en el pozo 1 a medida que aumenta la presión de inyección.

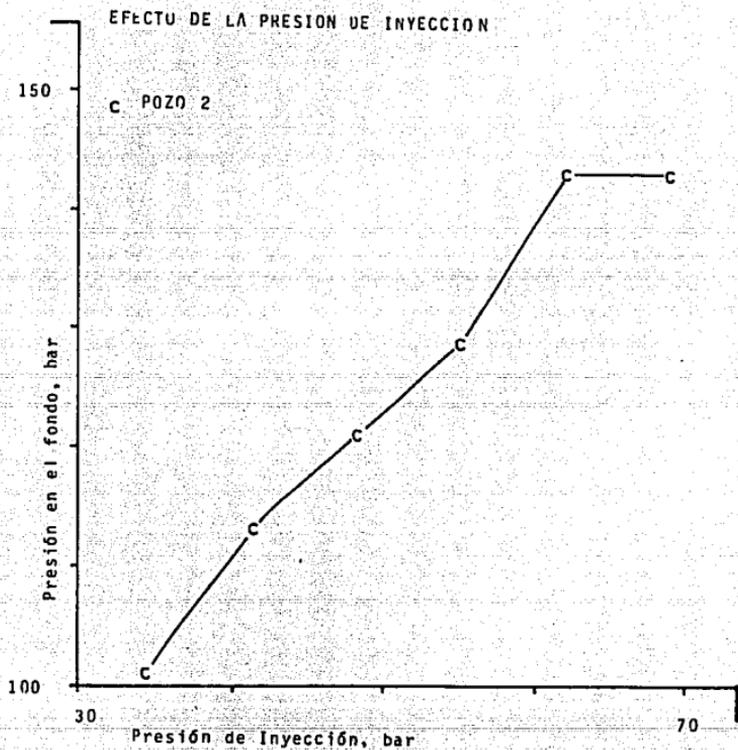


Fig. 34 Variación de la presión en el fondo del pozo 2 a medida que aumenta la presión de inyección.

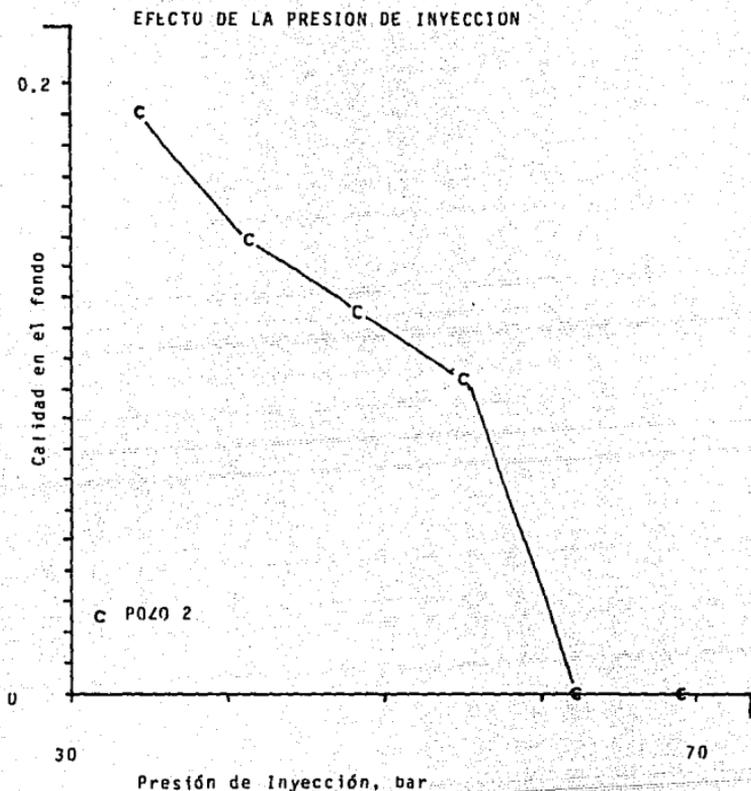


Fig. 35 Variación de la calidad en el fondo, a medida que aumenta la presión de inyección en el pozo 2.

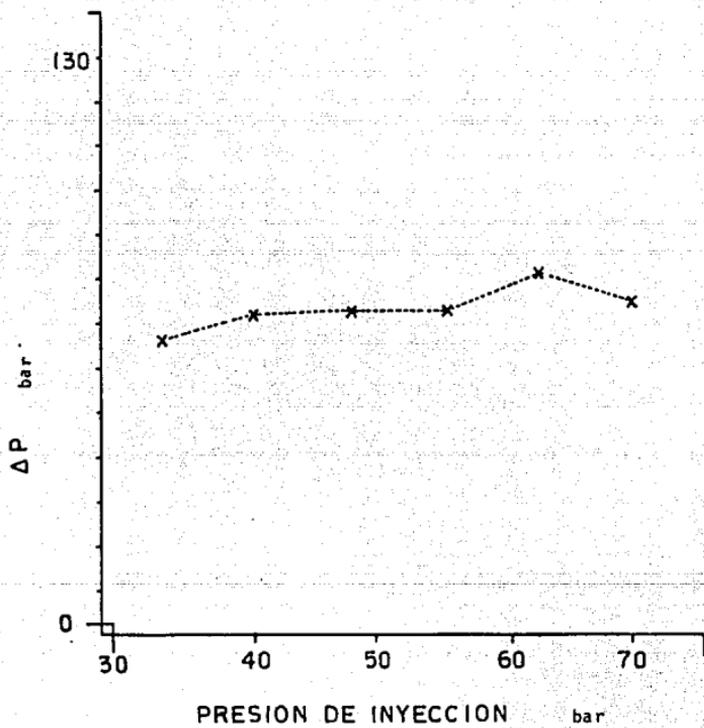


Fig. 36 Variación del aumento de presión en el pozo 2 a medida que aumenta la presión de inyección.

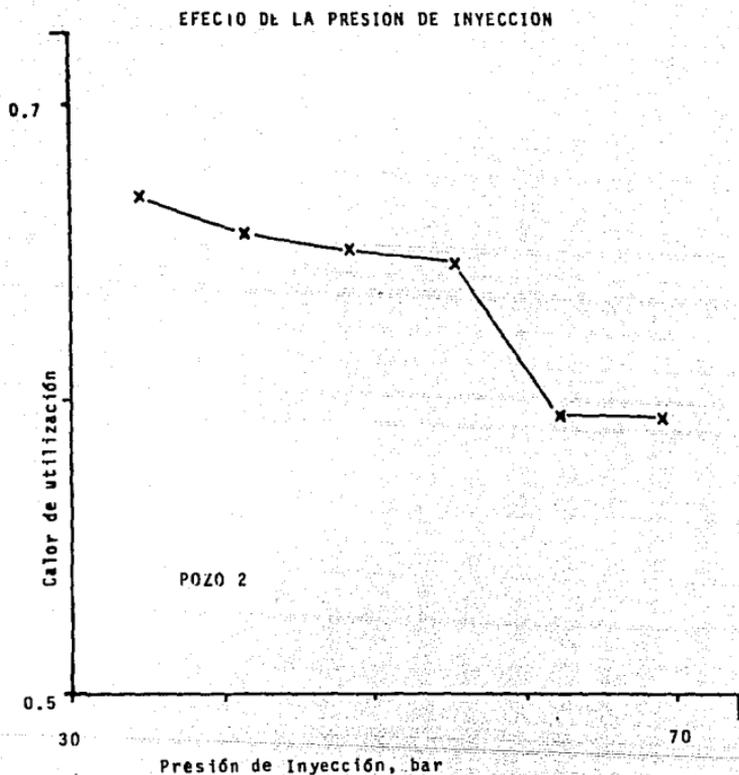


Fig. 37 Variación del calor de utilización en el pozo 2 a medida que aumenta la presión de inyección.

POZO 4 TEMPERATURA

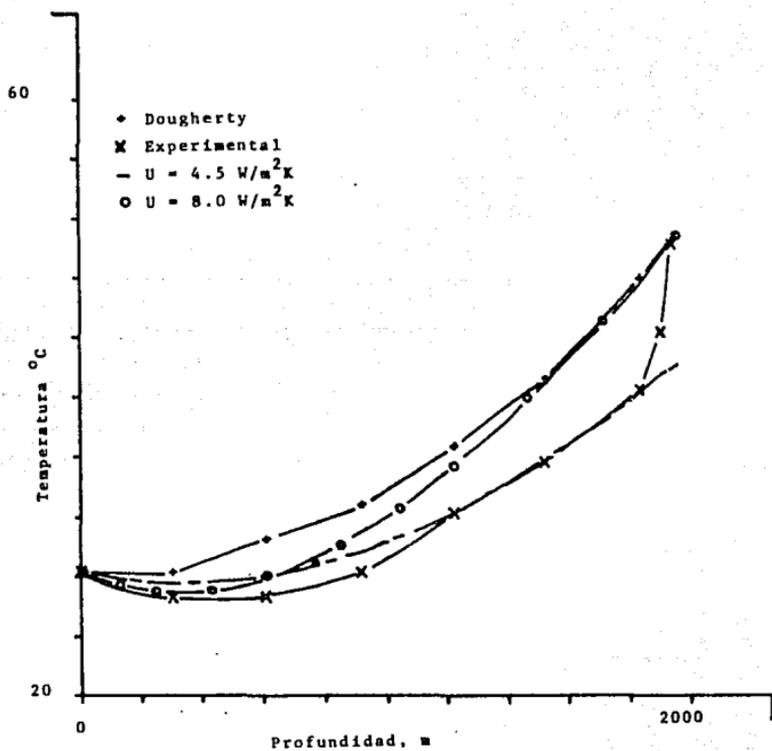


Fig. 38 Comparación de los perfiles de temperatura de Dougherty y este modelo con los datos experimentales, en el caso de inyección de agua (pozo 4).

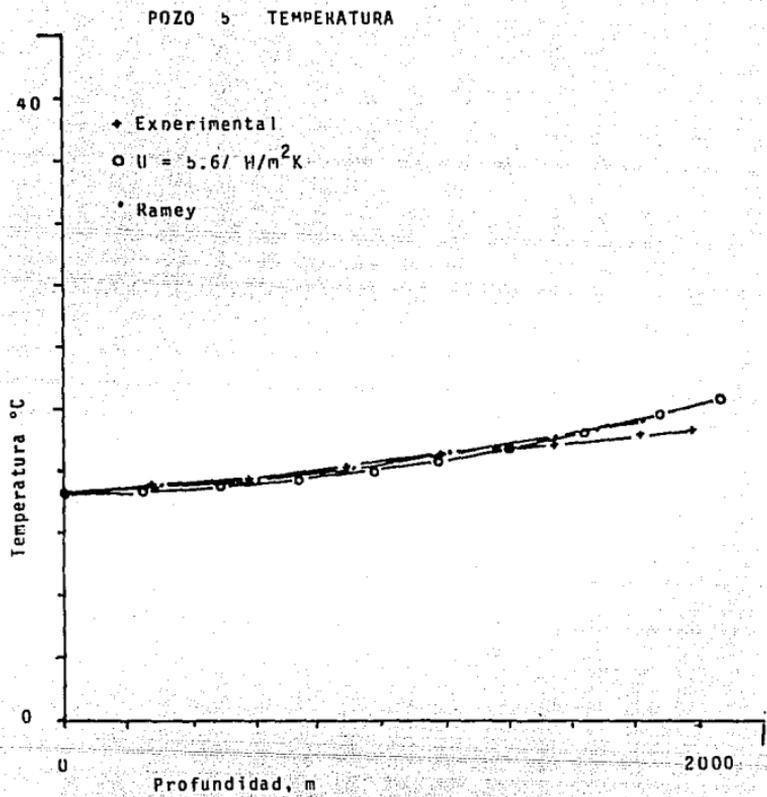


Fig. 39 Comparación de los perfiles de temperatura experimentales en el caso de inyección de agua para el pozo 5, con los datos generados por Ramey y este modelo.

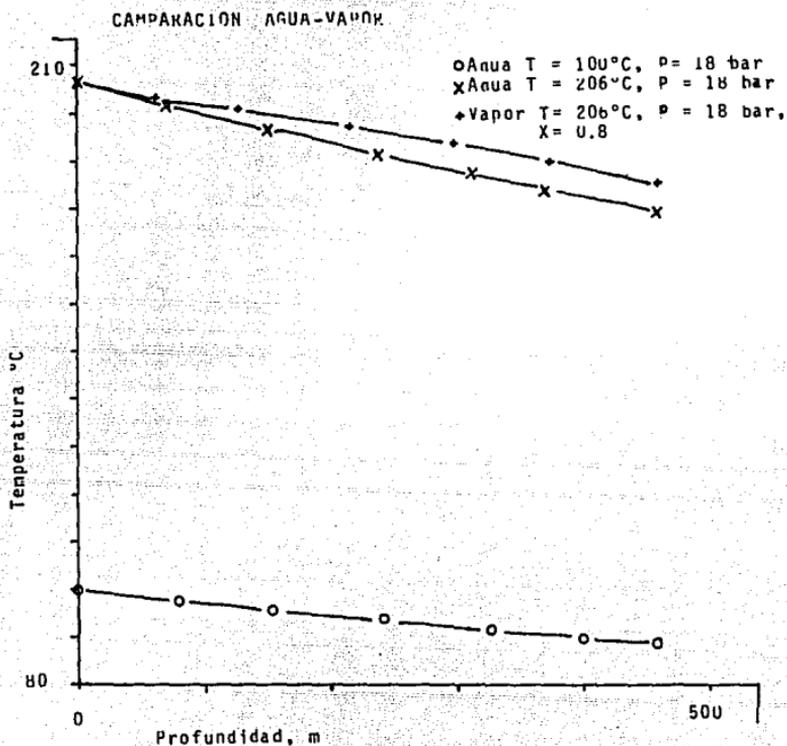


Fig. 40 Comparación de los perfiles de temperatura en el caso de inyección de agua caliente y vapor

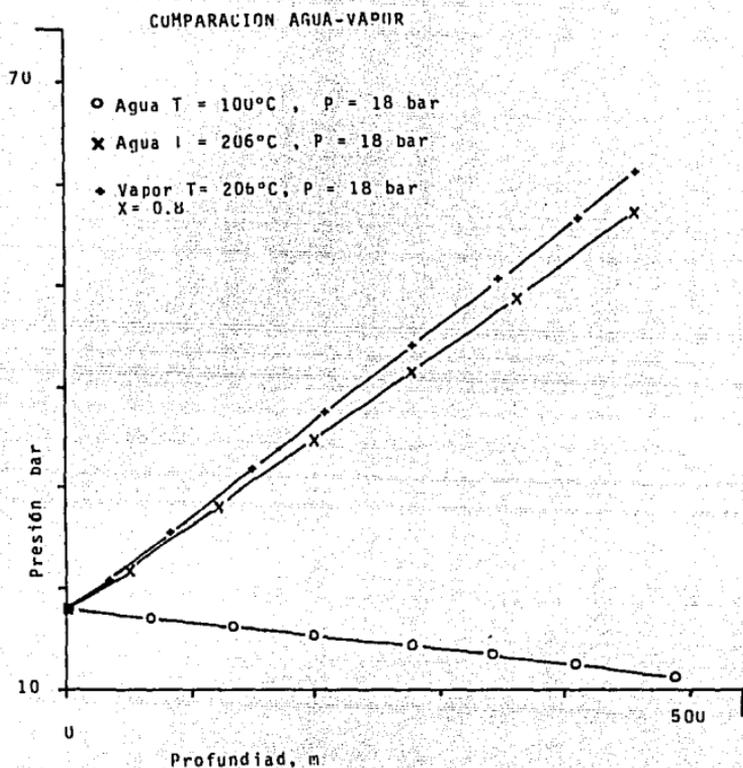


Fig. 41 Variación de los perfiles de presión en el caso de inyección de agua caliente y vapor

COMPARACION EN LA INYECCION DE AGUA Y VAPOR

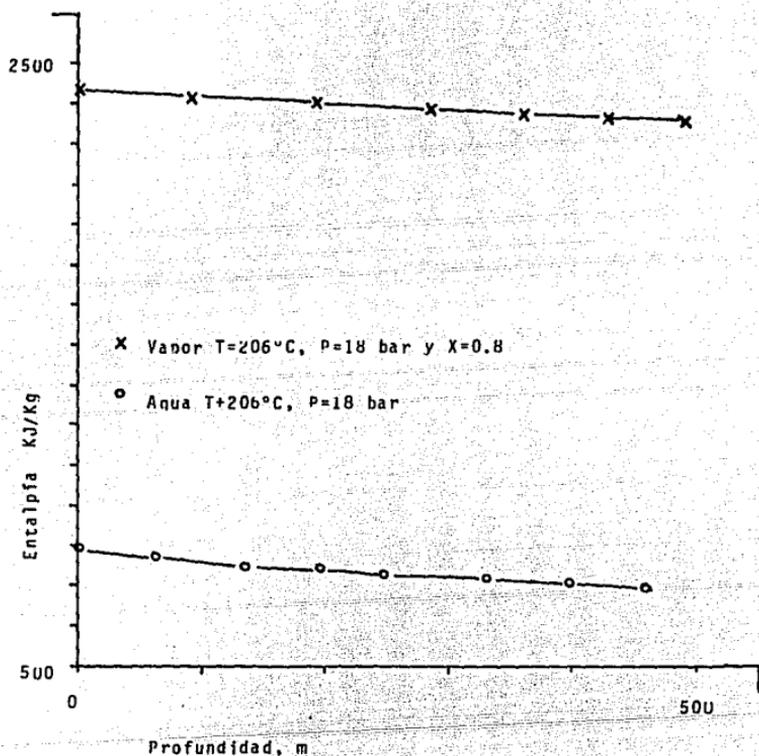


Fig. 42 Variación de la entalpía en el caso de inyección de agua caliente y vapor bajo condiciones iguales de presión y temperatura de inyección.

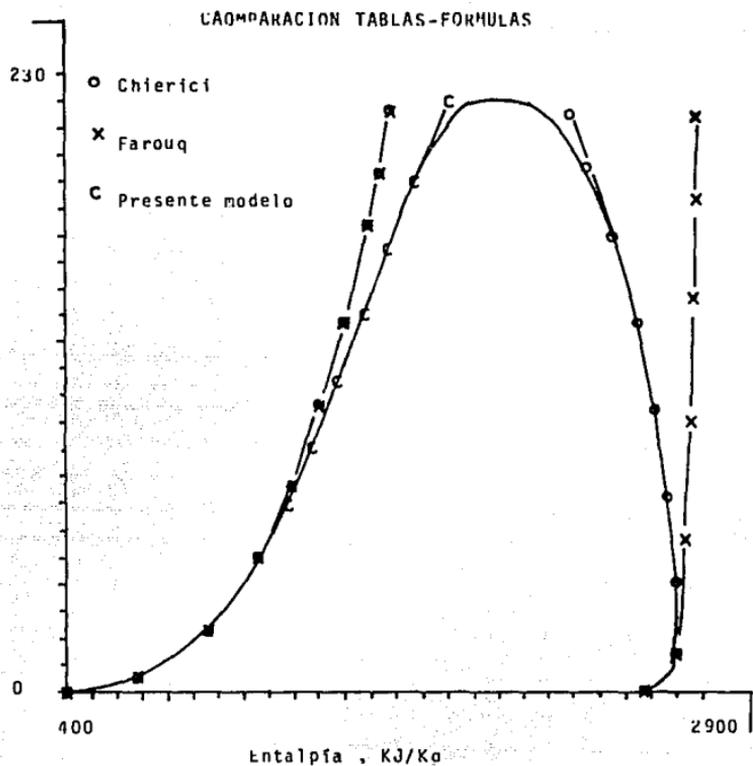


Fig. 43 Diagrama de comparación de las ecuaciones para el cálculo de entalpia propuestas por Farouq Ali, Chierici y éste modelo, con los valores obtenidos de tablas de vapor.

APPENDICES

Apéndice I.

I.1 Obtención de los coeficientes de la ecuación de la energía

Derivando con respecto a z la ecuación (3.9) se obtiene:

$$\frac{dh_m}{dz} = \frac{\partial h_m}{\partial X} \frac{dX}{dz} + \frac{\partial h_m}{\partial p} \frac{dp}{dz} \quad (I.1)$$

Sustituyendo las ecuaciones (3.9), (3.10), (3.11), en (I.1), se obtiene la ecuación (3.12), en donde los coeficientes C_1 , C_2 y C_3 son:

$$C_1 = h_s - hw$$

$$C_2 = \frac{\partial h_s}{\partial p_s} - \frac{\rho hw}{\rho p_s}$$

$$C_3 = \frac{\partial h_s}{\partial p_s}$$

$$h_s = 2.8228 (10^6) - 3.995 (10^{10}) (P^r_s)^{-1} + 2.54342 (10^{15}) (P^r_s)^{-2} - 9.3887 (10^{-10}) (P^r_s) - P^r_s - P_a$$

$$hw = 21743.28 (P^r_s)^{0.2574} - P^r_s - Pa.$$

$$\frac{\partial h_s}{\partial p_s} = 21743.28 (0.2574) (P^r_s)^{0.2574-1}$$

$$\frac{\partial h_W}{\partial p_S} = 5596.72 (P^f_{\#})^{-0.7426} \quad P^f_{\#} - \text{Pa.}$$

$$\frac{\partial h_W}{\partial p_S} = 1.0837 (P^f_{\#})^{-0.7420} \quad P^f_{\#} - \text{bar.}$$

$$\frac{\partial h_S}{\partial p_S} = 3.995 (10^{10} (P^f_{\#}) - (2) (2.54342 (10^{15}) (P^f_{\#})^{-3} - (2) (9.38879 (10^{-10}) (P^f_{\#})^2) \quad P^f_{\#} - \text{Pa.}$$

$$\frac{\partial h_S}{\partial p_S} = 3.995 (10^{-10}) (P^f_{\#})^{-2} - 5.08684 \times 10^{15} (P^f_{\#})^2 - 1.877758 (10^{-9}) P^f_{\#} \quad P^f_{\#} - \text{Pa.}$$

$$\frac{\partial h_S}{\partial p_S} = 3.995 (P^f_{\#})^{-2} - 5.08684 (P^f_{\#})^{-3} - 1.877758 (10^{-4}) P^f_{\#} \quad P^f_{\#} - \text{bar}$$

$$C_1 = 2.8228 (10^6) - 3.995 (10^{10} (P^f_{\#})^{-1} + 2.54342 (10^{15}) (P^f_{\#})^{-2} - 9.38879 (10^{-10}) (P^f_{\#})^{-2} - 2174 (3.28) (P^f_{\#})^{0.2574} \quad P^f_{\#} - \text{Pa.}$$

$$C_1 = 2.8228 (10^6) - 3.995 (10^{15}) (P^f_{\#})^{-1} + 2.54342 (10^3) (P^f_{\#})^{-2} - 9.38879 (P^f_{\#})^2 - 421041.64 (P^f_{\#})^{0.2574} \quad P^f_{\#} - \text{bar} \quad (1.2)$$

$$C_2 = 3.995 (10^{10} (P^f_{\#})^{-2} - 5.08684 (10^{15}) (P^f_{\#})^2 - 1.877758 (10^{-9}) P^f_{\#} - 5596.72 (P^f_{\#})^{-0.7426} \quad P^f_{\#} - \text{Pa.}$$

$$C_2 = 3.995 (P^f_g)^{-2} - 5.08684 (P^f_g)^{-3} - 1.877758 (10^{-4})$$

$$P^f_g - 1.0837 (P^f_g)^{-0.7426} \quad P^f_g - \text{bar} \quad (1.3)$$

$$C_3 = 5596.72 (P^f_g)^{-0.7426} \quad P^f_g - P_3$$

$$C_3 = 1.0837 (P^f_g)^{-0.7426} \quad P^f_g - \text{bar} \quad (1.4)$$

Los coeficientes C_4 , C_5 y C_6 que aparecen en la ecuación de la energía (3.14) son entonces:

$$C_4 = m \dot{C}_1 \quad (1.5)$$

$$C_5 = m \dot{C}_2 \quad (1.6)$$

$$C_6 = \dot{Q} + m \left(C_3 + \frac{m^2}{\rho_m A^2} \cdot \frac{d(1/\rho_m)}{dz} - g \right) \quad (1.7)$$

1.2 Obtención del gradiente de aceleración.

Partiendo de la ecuación (3.13), el término referente a la aceleración de la mezcla es:

$$\rho_m u_m d(u_m) = m^2 / A^2 d(\rho_m^{-1}) \quad (1.8)$$

Expresando el gasto másico en términos del gasto volumétrico considerando que sólo es relevante el término referente a la fase gaseosa, la ecuación se puede escribir como:

$$\frac{\dot{m}}{A^2} \rho q_g \left(- \frac{d\rho}{\rho^2} \right) = - \frac{\dot{m}}{A^2} q_g \frac{d\rho}{\rho} \quad (1.9)$$

Cabe hacer notar que el utilizar las condiciones de la fase gaseosa, se justifica con el hecho de que el término que corresponde a la caída de presión por aceleración es casi nulo en cualquier régimen de flujo diferente al de neblina, en el que la mezcla se comporta como un gas homogéneo.

Introduciendo la ecuación de gas ideal y suponiendo que experimenta un proceso isotérmico:

$$-\frac{\dot{m} q_g dp}{A^2 p} = -A_c dp \quad (I.10)$$

de donde finalmente el gradiente de aceleración resulta:

$$A_c = \frac{\dot{m} q_g}{A^2 p} \quad (I.11)$$

Apéndice II.

Deducción de las ecuaciones para el cálculo de la fracción volumétrica de la fase gaseosa.

a) Flujo de burbuja

Partiendo de la definición de la velocidad de deslizamiento entre las fases se tiene:

$$u_s = u_g - u_i = u_{sg}/\eta_g - u_{si}/(1-\eta_g) \quad (II.1)$$

Tomando en cuenta que la velocidad media es la suma de las velocidades superficiales de ambas fases, se puede sustituir el valor de u_{si} en la ecuación anterior:

$$u_s = \frac{u_{sg} (1-\eta_g) - (u_m - u_{sg}) \eta_g}{\eta_g (1-\eta_g)} \quad (II.2)$$

Rearreglando la ecuación (II.2), se obtiene la siguiente ecuación de segundo grado:

$$\eta_g^2 - \eta_g (u_m/u_s + 1) + u_{sg}/u_s = 0 \quad (II.3)$$

cuya solución real resulta al tomar el signo menos del radical, debido a que físicamente η_g no puede ser mayor que la unidad. La expresión resultante corresponde a la ecuación (3.32), y su evaluación es muy simple ya que u_s es constante según los resultados obtenidos por Griffith y Wallis (17).

b) Flujo de pistón

Dentro de este régimen de flujo, un parámetro característico es la velocidad de ascenso de las burbujas, que representa la diferencia entre la velocidad real del gas y la velocidad media:

$$u_b = u_g - u_m = u_{fg} / \eta_g - u_m \quad (11.4)$$

Despejando la fracción volumétrica del gas y escribiendo las velocidades en términos de los gastos volumétricos, resulta directamente la ecuación (3.38) que a continuación se repite:

$$\eta_g = u_{fg} / (u_b + u_m) = q_g / (u_b A + q_r) \quad (11.5)$$

c) Flujo de neblina

Para este caso se parte de los resultados obtenidos por Duns y Ross (9), quienes considerando que en este régimen es válida la suposición de que el deslizamiento entre las fases es nulo, encuentran la siguiente:

$$u_{fg} / \eta_g = u_{fl} / (1 - \eta_g) \quad (11.6)$$

Denotado con R el cociente entre la velocidad superficial del gas y la velocidad superficial del líquido, la ecuación anterior se puede escribir como:

$$\eta_g = R / (1 + R) = u_{fg} / (u_{fl} + u_{fg}) \quad (11.7)$$

de donde, expresando las variaciones en términos de los gastos volumétricos, resulta finalmente la ecuación (3.55):

$$\eta_g = q_g / q_r \quad (II.8)$$

Apéndice III

Características de inyección de los pozos presentados en este modelo.

Pozo # 1 :

Localización: 61-0 Martha Bigpond, Okla.

Presión de inyección 17.93 bar

Gasto de inyección 0.611 Kg/s

Calidad de la mezcla 0.8

Tiempo de inyección 5 días

Diámetro de la tubería 0.0508 m

* Diámetro del ademe 0.1778 m

* Diámetro de la perforación 0.2444 m

* Emisividades de las superficies de los tubos 0.9

* Conductividad térmica del cemento 0.81 W/m K

* Conductividad térmica de la formación 0.043 W/m K

* Temperatura del ambiente 26.66 °C

* Gradiente geotérmico 0.0109 °C/m

Pozo # 2:

Presión de inyección 34.48 bar

Gasto de inyección 0.75598 kg/s

Calidad de la mezcla 0.8

Tiempo de inyección 7 días

Diámetro de la tubería 0.1016 m

los demás valores se consideraron iguales al pozo # 1 (*)

Pozo # 3:

Presión de inyección 34.48 bar

Gasto de inyección 1.2599 kg/s

Calidad de la mezcla 0.8

Tiempo de inyección 100 días

Diámetro del tubo 0.0635 m

los demás valores se consideraron iguales al pozo # 1 (x)

Pozo # 4:

Presión de inyección 1 bar

Gasto de inyección 1.656 kg/s

Temperatura de inyección 28.33 °C

Tiempo de inyección 3 años

Diámetro del tubo 0.1778 m

Los demás valores se consideraron iguales al pozo # 1 (x)

Pozo # 5:

Presión de inyección 1 bar

Gasto de inyección 8.8141 kg/s

Temperatura de inyección 14.72 °C

Tiempo de inyección 75 días

Diámetro del tubo 0.1609 m

Los demás valores se consideraron iguales al pozo # 1 (x)

Variación del coeficiente total de transferencia de calor:

Para la solución de la ecuación (2.2) es necesario desarrollar el cálculo de el coeficiente total de transferencia de calor, U. Acorde con las suposiciones tomadas por Willhite (5), la ecuación (2.2) puede ser simplificada como sigue:

$$U_{ro} = \frac{1}{r_{ro}} \left(\frac{1}{r_{ro} (h_r + h_c)} + \frac{\ln \frac{r_{cem}}{r_{co}}}{k_{cem}} \right)^{-1} \quad (IV.1)$$

donde :

$$h_r = \delta \times F_{ci} \times [(T_{ro} + 273)^2 + (T_{ci} + 273)^2] \times [(T_{ro} + 273) + (T_{ci} + 273)] \quad (IV.2)$$

$$F_{ci} = \left[\frac{1}{\epsilon_{ro}} + \frac{r_{ro}}{r_{ci}} \times \left(\frac{1}{\epsilon_{ci}} - 1 \right) \right]^{-1} \quad (IV.3)$$

$$h_c = \frac{k_{ef}}{r_{ro} \times \ln \frac{r_{ci}}{r_{ro}}} \quad (IV.4)$$

$$k_{ef} = k_{an} \times (0.049) \times (Gr \times Pr)^{0.333} \times Pr^{0.074} \quad (IV.5)$$

$$Gr = \frac{(r_{ci} - r_{ro})^3 \times g \times \rho_{an}^2 \times \beta \times (T_{ro} - T_{ci})}{\mu_{an}^2} \quad (IV.6)$$

$$Pr = \frac{C_{an} \times \mu_{an}}{K_{an}} \quad (IV.7)$$

Del procedimiento seguido por Willhite resulta en la siguiente ecuación:

$$T_{ci} = T_{cem} + \frac{r_{ro} \times \ln \frac{r_{cem}}{r_{co}}}{K_{cem}} \times U_{ro} \times (T - T_{cem}) \quad (IV.8)$$

Con esta última ecuación se obtiene el valor de T_{ci} , que se tiene que sustituir en las ecuaciones IV.2 y IV.6, para poder evaluar el nuevo coeficiente global de transferencia de calor, y si éste concuerda con el supuesto se toma este valor; de lo contrario se toma el valor de U_{ro} y se calcula de nuevo el valor de T_{ci} , sustituyéndolo para poder encontrar otro valor de U_{ro} .

9. PROGRAMA DE COMPUTO

C234567

```

PROGRAM OSCAR
IMPLICIT NONE
CHARACTER*10 NOMARCH
CHARACTER*2 CPP,RES,CHANGE_U,POZO,ANSW,CONT,CAMBIOU
INTEGER*2 ITERA,ITEM,ICERO,K,LI,CD,LINI,LIM2,REGIMEN,CI
REAL*4 JIE,D1,D2,B1,AK,NB,JC,JI,JIED,L,MUG,MUL,NLV,
-   NGV,NV,PI,CV,ETAG,TAUFL,TAUF,UMAX,T1,TSIGMA,
-   TVIEJA,W,D,X,PVIEJA,SIGMA,PGORRO,SG,UB,T,DROMDZ
REAL*4   DPDZ,DELTAZ,G,GC,ROG,A,TGORRO,IX,B,ROL,OG,QL,OT,
-   UM,UG,USL,RNS,RNM,RAT2,US,C1AUX1,C1AUX2,C1AUX3,
-   C1AUX4,ROM,ROMS,UL,RLL,F,RLT,VB1,VB2,VBI,VB3,GAMAM1,
-   GAMAM2,GAM2LI,GAMAMA,OGS,OGM,ROGM,C3AUX1,C3AUX2,
-   C3AUX3,C3AUX4,TAUFS,C3AUX6,ROMM,SUMENE,VAR,VARX
REAL*1   TAUFM,WE,C4AUX1,C4AUX2,RLG,CFAUX1,AC,VTC,A1,GP,
-   GPU,TWRITE,FLASHL,PNUEVA,ROV,FG,TV,TCEM(1000),TC,R,
-   P,TIEMPO,U,PA1,SUMAGP,DELTAU,TCEME,HG,HF,H,GZ,VEL,
-   LIMCONV,SUMTAUF,SUMROM,SUMCFAUX1,C
REAL*4   RU,GAMAW,TAIR,TEMP,PSAT,DIVISOR
REAL*4   PR,GR,KEQ,HC,FCI,HR,TCO,CAN,MUAN,KAN,
-   ROAN,BET,RTO,RCO,ETO,ECO,DEL,RCEM,KCEM,DELTAU,U1
COMMON/AQUALT/JIE,K,DPDZ,DROMDZ,A,PI,JIED,G,GC,DELTAZ,W,D,JI,ROM
-,GP,FLASHL,L,A1,U
INTEGER*2 IHEADE(66)
LOGICAL C3TRA,C4MIST,YAFLASH,ITPRE,BANDERA
FG(JIED,R)=1.325/(ALOG(JIED/3.7+5.74/(R**0.9)))**2
UMAX=35.
BANDERA=.FALSE.
ITPRE=.FALSE.
C  LECTURA PARA LOS VALORES DE U
WRITE(6,199)
199  FORMAT('QUIERES QUE LA U CAMBIE SI O NO')
READ(5,200)CAMBIOU
200  FORMAT(A2)
WRITE(6,201)
201  FORMAT('DAME RCO,RCEM,RTO,CAN,MUAN,KAN,ROAN,BET,ETO,ECO')
READ(5,*)RCO,RCEM,RTO,CAN,MUAN,KAN,ROAN,BET,ETO,ECO
WRITE(6,202)
202  FORMAT('DAME KCEM DELTAU')
READ(5,*)KCEM,DELTAU
WRITE(6,203)
203  FORMAT('DAME T1,PVIEJA,GASTO,L,D,VAR,VARX,LIMITE CONV.,SG ')
READ(5,*)T1,PVIEJA,W,L,D,VAR,VARX,LIMCONV,SG
WRITE(6,90)
90   FORMAT(' VALOR DE U (PERDIDAS) >>> ',*)
READ(5,*)U
WRITE(6,*)U
C3TRA=.FALSE.
C4MIST=.FALSE.
YAFLASH=.FALSE.
PI=ACOS(-1.0)
ICERO=0
CV=1.0
ETAG=.85
TAUFL=0.

```

```

TAUF=0.
WRITE(6,101)
101  FORMAT(' ES CONDICION INICIAL ? SI/NO >>> ',#)
    READ(5,102)RES
102  FORMAT(A2)
    IF (.NOT.((RES .EQ. 'SI') .OR. (RES .EQ. 'S'))) THEN
120      WRITE(6,120)
          FORMAT(' NOMBRE DEL ARCHIVO DE TCEM ? >>> ',#)
          READ(5,121)NOMARCH
121      FORMAT(A10)
          OPEN(UNIT=8,NAME=NOMARCH//'.DAT',STATUS='OLD')
          DO LI=1,INT(L)+1
              READ(8,*,END=110)TCEM(LI)
          ENDDO
110      CONTINUE
          CLOSE(8)
    ENDIF
    WRITE(*,*)'Dame X'
    READ(*,*)X
    WRITE(*,*)' TEMP=',T1,' PRESION',PVIEJA,
*'GASTO=',W,' LONGITUD=',L,' DIAMETRO',D,
*'U=',U,' CALIDAD=',X
    PNUEVA=0.99*PVIEJA
    WRITE(6,557)
557  FORMAT(' QUIERES VER EN QUE REGIMEN DE FLUJO ESTA ? (1) ,
- O DESEAS VER TODA LA CORRIDA ? (2) >>> ',#)
    READ(5,558)REGIMEN
558  FORMAT(I1)
    SIGMA=1.6079E-1
    PRINT *,'DAME EL VALOR DE JI'
    READ(*,*)JI
    PGORRO=PVIEJA
    UB=130.
    T=TV(PVIEJA)
    JC=778.
    DROMDZ=-5.5E-6
    DPDZ=0.19
    WRITE(6,560)
560  FORMAT(' QUIERES CORRER DE ARRIBA HACIA ABAJO ? SI/NO ? >>> ',#)
    READ(5,556)CONT
556  FORMAT(A2)
    IF (CONT .EQ. 'SI') THEN
        DELTAZ=10.0
        PRINT *,' DELTAZ = 10'
    ELSE
        DELTAZ=-10.0
    ENDIF
    ITERA=1
    TVIEJA=T1
    G=32.2
    GC=32.17
    OPEN(UNIT=13,NAME='PRO.DAT',STATUS='NEW')
    OPEN(UNIT=3,NAME='GLOBAL.DAT',STATUS='NEW')
    OPEN(UNIT=11,FILE='CORR.DAT',STATUS='NEW')
    OPEN(UNIT=12,FILE='ENTAL.DAT',STATUS='NEW')

```

```

C      WRITE(3,*)115.1*((PVIEJA)**0.225)
C      WRITE(3,*)20.0
C      WRITE(3,*)L*10.
C      WRITE(3,*)INT(L)
WRITE(6,52)
52     FORMAT(' TIEMPO DE CALCULO (DIAS) ? >>> ',#)
      READ(5,*)TIEMPO
      PRINT *,TIEMPO
C      WRITE(3,*)TIEMPO
C      WRITE(3,*)TIEMPO
      IF (CONT.EQ. 'SI') THEN
        WRITE(11,*)10.*L*(0.0)*0.3048,X,PVIEJA/14.5
      ELSE
        WRITE(11,*)10.*L*.3048,X,PVIEJA/14.5
      ENDIF
      H=91.*((T1/115.1)**(0.2574/0.225))*2.326
      IF (CONT.EQ. 'SI') THEN
        WRITE(12,*)10.*(L-ITERA)*.3048*0.0,(T1-32)/1.8,H
      ELSE
        WRITE(12,*)10.*L*.3048*0.0,(T1-32)/1.8,H
      ENDIF
      WRITE(6,1005)
1005    FORMAT(' EXISTE CAMBIO DE DIAMETRO ? CUANTOS ? >>> ',#)
      READ(5, '(I2)')CD
      IF (CD.NE. 0) THEN
        IF (CD.EQ. 1) THEN
          WRITE(6,1010)
1010    FORMAT(' CUAL ES EL LIMITE Y EL DIAMETRO ? >>> ',#)
          READ(5,*)LIM1,D1
          PRINT *,LIM1,D1
        ELSE
          WRITE(6,1020)
1020    FORMAT(' CUALES SON LOS LIMITES Y LOS DIAMETROS ? >>> ',#)
          READ(5,*)LIM1,D1,LIM2,D2
          PRINT *,LIM1,D1,LIM2,D2
        ENDIF
      ENDIF
1000    ROQ=1./(363.9*PNUEVA**(-0.9588))
      SUMAQP=SUMAQP+QP
      IF (CD.NE. 0) THEN
        IF (CD.EQ. 1) THEN
          IF (ITERA.GE. LIM1) THEN
            D=D1
          ENDIF
        ELSE
          IF ((ITERA.GE. LIM1).AND.(ITERA.LE. LIM2)) THEN
            D=D1
          ELSE
            D=D2
          ENDIF
        ENDIF
      ENDIF
      A=PI*D*D/4.
      JIED=JI/D
      T=115.1*PNUEVA**(0.225)

```



```

C      H=422.1*PSAT**(0.2574)
      H=91.*(T/115.1)**(0.2574/0.225)*2.326
C      H=1*(T-32)
      TEMP=80+(ITERA*0.02*10)
C      CALCULO DE U DE PERDIDAS DEDES AQUI ES EL CALCULO DE U
C      EL AISLANTE NO EXISTE TINS=T-((RTO*LN(RINS/RTO))/KINS*U(T-TCEM))
      IF (CAMBIOU.EQ. 'SI') THEN
        IF ((RES .EQ. 'SI') .OR. (RES .EQ. 'S')) THEN
          TEMP=80+(ITERA*0.02*10)
        ELSE
          TEMP=TCEM(INT(VTC))
        ENDIF
      644  TCO=TEMP+((RTO*ALOG(RCEM/RCO)/KCEM)*U*(T-TEMP))
          DEL=1.713E-9
          PR=CAN*MUAN/KAN
          GR=((RCO-RTO)**3)*G*(ROAN**2)*BET*(T-TCO)/(MUAN**2)
          KEQ=KAN*(0.049)*((GR*PR)**0.333)*PR**0.074
          HC=KEQ/(RTO*ALOG(RCO/RTO))
          FCI=((1/ETO)+((RTO/RCO)*((1/ECO)-1)))**-1
          HR=DEL*FCI*((T+460)**2+(TCO+460)**2)*((T+460)+(TCO+460))
          U1=(1/RTO)*((1/(RTO*(HR+HC)))+(ALOG(RCEM/RCO)/KCEM)**-1)
          IF (U-U1.LT.0.01) THEN
            U=U1
            GOTO 645
          ELSE
            U=U1
          ENDIF
C      WRITE(*,*) 'U1=',U1, 'U=',U
          GOTO 644
        END IF
      ELSE
        ENDIF
      645  CONTINUE
          QP=(2*PI*D/2)*U*(T-TEMP)/3600
          TX=T-60
          BW=1.0+1.2E-4*TX+1.E-6*TX*TX-3.33E-6*PNUEVA
          GAMAW=1
          ROL=62.4*GAMAW/BW
          MUL=2.185/(T*(0.04012+5.154E-06*T)-1.)
          QL=W/ROL
          UL=QL/A
          RLL=1488.*ROL*UL*D/MUL
          F=FG(JIED,RLL)
          TAUF=F*ROL*UL*UL/(2*D*GC)
          DPDZ=(ROL*G/GC)-TAUF
          TVIEJA=T
          PVIEJA=PNUEVA
          T=TVIEJA+(N*TAUF*ABS(DELTAZ)/(ROL*778.))-QP*DELTAZ/(W*CV)
          PNUEVA=(DPDZ*DELTAZ/DIVISOR)+PVIEJA
          IF (MOD(ITERA,10).EQ.0) THEN
            WRITE(*,*) 'AGUA'
            WRITE(*,*) 'DPDZ=',DPDZ, 'ROL=',ROL, 'MUL=',MUL, 'UL=',UL, 'TEMP=',TEMP
            WRITE(*,*) 'BW=',BW, 'T=',T, 'T1=',T1, 'PNUEVA=',PNUEVA, 'H=',H, 'ITERA=',ITI
            WRITE(*,*) 'PSAT=',PSAT, 'QP=',QP, 'TAUF=',TAUF
          ENDIF
          IF (DELTAZ .LE. 0) THEN

```

```

C=L-ITERA
ELSE
C=ITERA
ENDIF
7777 WRITE(3,7777)(T-32)/1.8
FORMAT(1X,F10.4)
IF(MOD(ITERA,10).EQ.0) THEN
WRITE(13,*)10.*C*.3048,(T-32)/1.8,PNUEVA/14.5,H,X,(TCO-32)/1.8,U1,HR,
WRITE(11,*)10.*C*.3048,X,PNUEVA/14.5,(T1-32)/1.8,(T-32)/1.8
WRITE(12,*)10.0*C*.3048,(T-32)/1.8,H,(TCO-32)/1.8
C WRITE(3,*)10.*C*0.3048,(TCO-32)/1.8,HR,HC,U1,U
ENDIF
IF((MOD(ITERA,10).EQ.0).AND.(REGIMEN.EQ.2)).AND.(ITPRE)) THEN
WRITE(*,*)'ITERA=',ITERA,'TAUF=',TAUF,'TAUFL=',TAUFL
WRITE(*,*)'QP=',QP,'PNUEVA=',PNUEVA,'PNUEVAI=',PNUEVA/14.5
WRITE(*,*)'T=',T,'T1=',T1,'X=',X
WRITE(*,*)'ROM=',ROM,'ROG=',ROG,'ROL=',ROL
WRITE(*,*)'ROV=',ROV,'QG=',QG,'UG=',UG
WRITE(*,*)'QT=',QT,'QL=',QL,'UM=',UM
WRITE(*,*)'ETAG=',ETAG,'K=',K,'QPU=',QPU
WRITE(*,*)'FLASHL=',FLASHL,'HG=',HG,'HF=',HF
WRITE(*,*)'H=',H,'VEL=',VEL,'GZ=',GZ
WRITE(*,*)'SUMENE=',SUMENE,'SUMCFAUX1=',SUMCFAUX1,'SUMROM=',SUMROM
WRITE(*,*)'SUMTAUF=',SUMTAUF,'JI=',JI,'JIE=',JIE
WRITE(*,*)'F=',F,'MUG=',MUG,'MUL=',MUL
WRITE(*,*)'JIED=',JIED,'RLG=',RLG,'NLV=',NLV
WRITE(*,*)'DPDZ=',DPDZ,'RLL=',RLL
ENDIF
ITERA=ITERA+1
VTC=ITERA
IF(ITERA.GE.L)GOTO 5000
GOTO 325
2 CONTINUE
UB=1.2*UM+0.35*SQRT(G*D)
ETAG=QG/(QT+A*UB)
IF((UMAX.GE.VAR).AND.(X.GE.VARX))GO TO 21
IF(((REGIMEN.EQ.1).OR.(REGIMEN.EQ.2)).AND.(ITPRE)))
*WRITE(*,*)'SLUG FRUTH (1)'
YAFLASH=.TRUE.
ROM=ROG*ETAG*ROL*(1.-ETAG) | (A)
RLT=1488.*UM*D*ROL/MUL
F=FG(JIED,RLT)
TAUF=(1.-ETAG)*F*ROL*UM*UM/(2*D*GC)
IF(C3TRA)GO TO 31
GO TO 5
21 RLT=1488.*UM*D*ROL/MUL
YAFLASH=.TRUE.
IF(((REGIMEN.EQ.1).OR.(REGIMEN.EQ.2)).AND.(ITPRE))) THEN
WRITE(*,*)'SLUG FRUTH (2)'
ENDIF
VB1=(0.546+8.74E-6*RLT)*SQRT(G*D)
VB2=(0.35+8.74E-6*RLT)*SQRT(D*G)
VB1=(0.251+8.74E-6*RLT)*SQRT(D*G)
VB3=0.5*(VB1)+SQRT(VB1*VB1+13.59*MUL/ROL*SQRT(D))
IF(NB.LE.3000.)UB=VB1

```

```

IF(NB.GT.3000. .AND. NB.LT.8000.) UB=VB3
IF(NB.GE.8000.) UB=VB2
GAMAM1=-0.065*UM-0.1
GAMAM2=(0.045*ALOG10(MUL)/(D**0.799)-0.709-.162*ALOG10(UM)-0.888*
*ALOG10(D))
GAM2LI=-UB*A/(QT+UB*A)*(1.-ROM/ROL)
GAMAMA=GAMAM1
IF(UM.GT.10.) GAMAMA=AMAX1(GAMAM2,GAM2LI)
ROM=(W*ROL*UB*A)/(QT+UB*A)+GAMAMA*ROL
NB=1488.*D+UB*ROL/MUL
F=FG(JIED,RLT)
TAUF=F*UM*ROL/(2.*G*D)*((QL+UB*A)/(QT+UB*A)+GAMAMA)
IF(C3TRA) GO TO 31
GO TO 5
3 CONTINUE
IF(((REGIMEN.EQ.1).OR.(REGIMEN.EQ.2)).AND.(ITPRE))
*WRITE(*,*)'TRANSICION'
C3TRA=.TRUE.
QGS=RNS*A*(G+SIGMA/ROL)**0.25 | DECIA Q SOLITA PERO ES G
QGM=RNM*A*(G+SIGMA/ROL)**0.25 | IGUAL AGUI
ROGM=ROG*QG/QGM
C3AUX1=RNM-RNS
IF(C3AUX1.NE.0.) GO TO 30
WRITE(*,*)'ERROR.....!!!!!!'
WRITE(+,*)'C3AUX1 = 0.0'
WRITE(*,*)'TERMINADO.'
GO TO 999
30 C3AUX2=(RNM-NGV)/C3AUX1
C3AUX3=(NGV-RNS)/C3AUX1
C3AUX4=QG
GO TO 2
31 TAUFS=TAUF
ROMS=ROM
C3AUX6=ROG
ROG=ROGM
GO TO 4
32 ROMM=ROM
TAUFM=TAUF
ROM=ROMS*C3AUX2+ROMM*C3AUX3
TAUF=TAUFS+C3AUX2+TAUFM*C3AUX3
QG=C3AUX4
ROG=C3AUX6
C3TRA=.FALSE.
GO TO 5
4 CONTINUE
ETAG=QG/QT
ROM=ROG*ETAG+ROL*(1.-ETAG) | (A)
WE=ROG*UG*UG*JI/SIGMA
C4MIST=.TRUE.
IF(C3TRA)C4MIST=.FALSE.
IF(WE.LE.0.005) GO TO 40
JIE=174.8*SIGMA*(WE**0.302)/(ROG*UG*UG*D)
40 JIE=34.*SIGMA/(ROG*UG*UG*D)
41 IF(JIE.LE.0.05)GO TO 43
IF(((REGIMEN.EQ.1).OR.(REGIMEN.EQ.2)).AND.(ITPRE))

```

```

*WRITE(*,*)'MIST1'
C4AUX1=JIE*0.27
IF(C4AUX1.GT.0.0 .AND. C4AUX1.NE.1.0) GO TO 42
WRITE(*,*)'ERROR.....!!!!!!'
WRITE(*,*)'C4AUX1 .LE. 0.0'
WRITE(*,*)' .OR.'
WRITE(*,*)'C4AUX1 .EQ. 1.0'
WRITE(*,*)'TERMINADO.'
GO TO 999
42 C4AUX2=ALOG10(C4AUX1)
JIE=JI !ESTA PARA PODER PROBAR EL PROGAMA
F=1./4.*C4AUX2*C4AUX2+0.268*JIE**1.73
UL=QL/(A*(1.-ETAG))
TAUFL=F*ROL*UL*UL*(1.-ETAG)*(1.-ETAG)/(2.*D*GC)
TAUF=ETAG*ETAG**X**F*ROG*UG*UG/(2.*D*GC)+TAUFL*(1.-X)
C TAUF=F*ROG*UG*UG/(2.*GC*D) ! ORTIZ,SUGIURA,OKISZ
IF(C3TRA) GO TO 32
GO TO 5
43 CONTINUE
IF ((REGIMEN .EQ. 1).OR.(REGIMEN .EQ. 2)).AND.(ITPRE)
*WRITE(*,*)'MIST2'
RLG=1488.*UG*D*ROG/MUG
JIE=AMAX1(JIED, JIE)
F=FG(JIE,RLG)
UL=QL/(A*(1.-ETAG))
TAUFL=F*ROL*UL*UL*(1.-ETAG)*(1.-ETAG)/(2.*D*GC)
TAUF=ETAG*ETAG**X**F*ROG*UG*UG/(2.*D*GC)+TAUFL*(1.-X)
IF(C3TRA) GO TO 32
5 CONTINUE
IF(ITERA.NE.1) DROMDZ=((1./ROM)-(1./ROV))/DELTAZ
IF(TAUF.LE.0) WRITE(*,*)'TAUF= ',TAUF
CFAUX1=ROM*(G/GC)-TAUF
AC=W*QG/(GC*A*A*144.*PNUEVA)
CALL PRESURE(PVIEJA,CFAUX1,AC,DELTAZ,PGORRO,PNUEVA,ITPRE,*500)
IF(DELTAZ.LE.0.) THEN
VTC=L*10./ABS(DELTAZ)-FLOAT(ITERA)
ELSE
VTC=FLOAT(ITERA)
ENDIF
A1=0.02
IF ((RES .EQ. 'SI') .OR. (RES .EQ. 'S')) THEN
QPU=(2*PI*D/2.)*U*(T1-TC(VTC,A1,DELTAZ))/3600.
ELSE
QPU=(2*PI*D/2.)*U*(T1-TC(EM(INT(VTC)))/3600.
ENDIF
DPDZ=(PNUEVA-PVIEJA)/DELTAZ
129 IF (ITERA.NE.ITEM) THEN
IF (YAFLASH) THEN
C WRITE(3,*)T
ELSE
C WRITE(3,*)T1
ENDIF
ITEM=ITERA
! NOELSE
ENDIF

```

```

T1=TVIEJA+(W*TAUF*ABS(DELTAZ)/(ROL*778.))-GPU*DELTAZ/(W* CV)
IF(T1.LT.T) THEN
  TWRITE=T1
  IF (DELTAZ .GT. 0.0)TWRITE=T
  IF (BANDERA)TWRITE=T1
ELSE
  TWRITE=T
ENDIF
I
HG=1119.*(TWRITE/115.1)**(0.01267/0.225)*2.326
HG=(2.82282E6-5.79304E6*(TWRITE/115.1)**(-1./0.225)+
+5.3475E7*(TWRITE/115.1)**(-2./0.225)-4.465536E-2*
*(TWRITE/115.1)**(2./0.225))*4.3E-4*2.326
HF=91.*(TWRITE/115.1)**(0.2574/0.225)*2.326
H=(1.-X)*HF+X*HG
VEL=(UM**2)/2*(0.3048)**2/1000
IF (CONT.EQ.'SI') THEN
  GZ=(L-FLOAT(ITERA))*10.*G/1000*(0.3048**2)
ELSE
  GZ=FLOAT(ITERA)*10.*G/1000*(0.3048**2)
ENDIF
SUMENE=H+VEL+GZ
IF (DELTAZ .LE. 0) THEN
  C=L-ITERA
ELSE
  C=ITERA
ENDIF
IF (MOD(ITERA,10).EQ.0) THEN
  WRITE(13,*)10.*C*.3048,(T-32)/1.8,PNUEVA/14.5,H,X,(TCO-32)/1.8,U1,HR,
  WRITE(11,*)10.*C*.3048,X,PNUEVA/14.5
  WRITE(12,*)10.0*C*.3048,(T-32)/1.8,H,(TCO-32)/1.8
  WRITE(13,*)10.0*C*0.3048,(TCO-32)/1.8,HR,HC,U1,U
C
ENDIF
IF(((MOD(ITERA,10).EQ.0).AND.(REGIMEN.EQ.2)).AND.(ITPRE)) THEN
  WRITE(*,*)'ITERA=',ITERA,' TAUF=',TAUF,' TAUFL=',TAUFL
  WRITE(*,*)'QP=',QP,' PNUEVA=',PNUEVA,' PNUEVASI=',PNUEVA/14.5
  WRITE(*,*)'T=',T,' T1=',T1,' X=',X
  WRITE(*,*)'ROM=',ROM,' ROG=',ROG,' ROL=',ROL
  WRITE(*,*)'ROV=',ROV,' QG=',QG,' UG=',UG
  WRITE(*,*)'QT=',QT,' QL=',QL,' UM=',UM
  WRITE(*,*)'ETAG=',ETAG,' K=',K,' GPU=',GPU
  WRITE(*,*)'FLASHL=',FLASHL,' HG=',HG,' HF=',HF
  WRITE(*,*)'H=',H,' VEL=',VEL,' GZ=',GZ
  WRITE(*,*)'SUMENE=',SUMENE,' SUMCFAUX1=',SUMCFAUX1,' SUMROM=',SUMROM
  WRITE(*,*)'SUMTAUF=',SUMTAUF,' JI=',JI,' JIE=',JIE
  WRITE(*,*)'F=',F,' MUG=',MUG,' MUL=',MUL
  WRITE(*,*)'JIED=',JIED,' RLG=',RLG,' NLV=',NLV
  WRITE(*,*)'DPD2=',DPD2,' RLL=',RLL
  WRITE(*,*)'U=',U,' U1=',U1
ENDIF
IF((T1+0.5).LT.T.AND.X.LE.0.05) THEN
  IF(((REGIMEN.EQ.1).OR.(REGIMEN.EQ.2)))
  *WRITE(*,*)'BUBLE',T1,T
  FLASHL=FLOAT(ITERA)
  BANDERA=.TRUE.
  GO TO 44

```

```

ELSE
ENDIF
C IF(PVIEJA.GT.PFLASH) GO TO 44
C IF(T1.GE.T) GO TO 44
C CALCULO DE U DE PERDIDAS DEDES AQUI ES EL CALCULO DE U
C EL AISLANTE NO EXISTE TINS=T-((RT0*LN(RINS/RT0))/KINS*U(T-TCEM))
IF(CAMBIOU.EQ.'SI') THEN
IF ((RES.EQ.'SI').OR.(RES.EQ.'S')) THEN
TEMP=80+(ITERA*0.02*10)
ELSE
TEMP=TCEM(INT(VTC))
ENDIF
U=-U
244 TCO=TEMP+((RT0*ALOG(RCEM/RCO)/KCEM)*U*(T-TEMP))
DEL=1.713E-9
PR=CAN*MUAN/KAN
GR=((RCO-RT0)**3)*G*(ROAN**2)*BET*(T-TCO)/(MUAN**2)
C WRITE(*,*) 'TCO=',TCO,'PR=',PR,'GR=',GR,'T=',T,'TEMP=',TEMP
KEQ=KAN*(0.049)*((GR*PR)**0.333)*PR**0.074
HC=KEQ/(RT0*ALOG(RCO/RTO))
FCI=((1/ETO)+((RT0/RCO)*((1/ECO)-1)))**-.1
HR=DEL*FCI*((T+460)**2+(TCO+460)**2)*((T+460)+(TCO+460))
U1=(1/RT0)*((1/(RT0*(HR+HC)))+(ALOG(RCEM/RCO)/KCEM)**-.1
IF(ABS(U-U1).LT.0.01) THEN
U=-U1
GOTO 245
ELSE
U=U1
C WRITE(*,*) 'U1=',U1,'U=',U
GOTO 244
END IF
ELSE
ENDIF
245 CONTINUE
CALL QUALTY(PNUEVA,X,TCEM,RES,LIMCONV,*500)
44 SUMCFAUX1=SUMCFAUX1+CFAUX1
SUMROM=SUMROM+ROM*(G/GC)
SUMTAUF=SUMTAUF+TAUF
ITERA=ITERA+1
WRITE(3,7777) (T-32)/1.8
IF(ITERA.GE.L) GO TO 50
PGORRO=(PNUEVA+PVIEJA)/2.
PVIEJA=PNUEVA
ROV=ROM
GO TO 1000
50 WRITE(*,*) 'ITERA=',ITERA,' TAUF=',TAUF,' TAUFL=',TAUFL
WRITE(*,*) 'QP=',QP,' PNUEVA=',PNUEVA,' PNUEVASI=',PNUEVA/14.5
WRITE(*,*) 'T=',T,' T1=',T1,' X=',X
WRITE(*,*) 'ROM=',ROM,' ROG=',ROG,' QG=',QG
WRITE(*,*) 'UG=',UG,' QT=',QT,' QL=',QL
WRITE(*,*) 'ROV=',ROV,' ROL=',ROL,' UM=',UM
WRITE(*,*) 'ETAG=',ETAG,' K=',K,' QPU=',QPU
WRITE(*,*) 'FLASHL=',FLASHL,' DELTAV2/2=',((DELTAV+UM)/2)**2/2
WRITE(*,*) 'SUMAQP=',SUMAQP,' HG=',HG,' HF=',HF
WRITE(*,*) 'H=',H,' VEL=',VEL,' GZ=',GZ

```

```

WRITE(*,*) 'SUMENE=' ,SUMENE, ' SUMCFAUX1=' ,SUMCFAUX1, ' SUMROM=' ,SUMROM
WRITE(*,*) 'SUMTAUF=' ,SUMTAUF, ' JI=' ,JI, ' JIE=' ,JIE
WRITE(*,*) 'F=' ,F, ' MUG=' ,MUG, ' MUL=' ,MUL
WRITE(*,*) 'JIED=' ,JIED, ' RLG=' ,RLG, ' NLV=' ,NLV
WRITE(*,*) 'DPDZ=' ,DPDZ, ' RLL=' ,RLL
WRITE(*,*) 'U=' ,U, 'U1=' ,U1
WRITE(*,*)
IF (YAFLASH) THEN
  C   WRITE(3,*) TV(PNUEVA) ! ES PARA ITERA=700
  ELSE
  C   WRITE(3,*) (T1-32)/1.8
  ENDF
  IF (CONT.EQ. 'SI') THEN
    WRITE(13,*) 10.*(L)*.3048, (T-32)/1.8, PNUEVA/14.5, H, X, (TC0-32)/1.8, U1,
    -   HR, HC
    WRITE(11,*) 10.*(L)*.3048, X, PNUEVA/14.5
    WRITE(12,*) 10.*(L)*0.3048, (T-32)/1.8, H, (TC0-32)/1.8
  C   WRITE(3,*) 10.*(L)*0.3048, (TC0-32)/1.8, HR, HC, U1, U
  ELSE
    WRITE(13,*) 10.*(L-ITERA)*.3048, (T-32)/1.8, PNUEVA/14.5, H, X,
    -   (TC0-32)/1.8, U1, HR, HC
    WRITE(11,*) 10.*(L-ITERA)*.3048, X, PNUEVA/14.5
    WRITE(12,*) 10.*(L-ITERA)*0.3048, (T-32)/1.8, H, (TC0-32)/1.8
  C   WRITE(3,*) 10.*(L-ITERA)*0.3048, (TC0-32)/1.8, HR, HC, U1, U
  ENDF
5000 WRITE(*,*) ' VALOR DE LA VARIABLE CI PARA TRANS'
  READ(*,*) CI
  C   WRITE(3,*) CI
  CLOSE(13)
  CLOSE(11)
  CLOSE(12)
  CLOSE(3)
  C   IF (.NOT. ((RES .EQ. 'SI') .OR. (RES .EQ. 'S'))) THEN
  C     CLOSE(3) !, STATUS='DELETE'
  C   ELSE
  C     CLOSE(3)
  C   ENDF
100  FORMAT(66A1)
198  FORMAT(66A2)
999  CALL EXIT
500  GO TO 1000
END

REAL*4 FUNCTION TV(P)
REAL*4 P
TV=115.1*P**(0.225)
RETURN
END

REAL*4 FUNCTION TC(AK, A1, DELTAZ)
REAL*4 AK, A1, DELTAZ
TC=A1*(AK)*ABS(DELTAZ)+80.0
C   WRITE(*,*) 'TC=' ,TC
RETURN
END

```

```

SUBROUTINE PRESURE (PV,CFX1,AC,DZ,PGORRO,PNUEVA,ITPRE,*)
REAL*4 PN,PV,CFX1,AC,DZ,PGORRO,PP,PNUEVA
LOGICAL*1 ITPRE
PN=PV+(DZ/144.)*CFX1/(1.-AC)
PP=(PN-PNUEVA)/PN
! PRINT *,PN,PNUEVA,PV,PP
IF (ABS(PP).LE.1.E-4) GOTO 10
PNUEVA=PN
PGORRO=(PV+PNUEVA)/2.
! PRINT *,'VOY A ITERAR !!!!!!!'
ITPRE=.FALSE.
RETURN 1
10 CONTINUE
PNUEVA=PN
ITPRE=.TRUE.
RETURN
END

```

```

SUBROUTINE QUALTY (P,X,TCM,RESP,LIMCONV,*)
INTEGER*2 K
CHARACTER*2 RESP
REAL*4 JIE,NB,JC,JI,JIED,L,MUG,MUL,NLV,NGV,NV,TCM(720),LIMCONV
COMMON/AQUALT/JIE,K,DPDZ,DROMDZ,A,PI,JIED,G,GC,DZ,W,D,JI,ROM,QP,
-FLASHL,L,A1,U
! TC(AK)=A1*(AK)*ABS(DZ)+TAIR ! PARA TC LINEAL
TV(P)=115.1*P**(0.225)
C7(P)=1119.*P**0.01267-91.*P**0.2574
C8(P)=(1119.*0.01267*P**(-0.98733)-91.*0.2574*P**(-0.7426))*DPDZ
C9(P)=-1*QP/W+(91.*0.2574*P**(-0.7426)*DPDZ+W*W*DROMDZ/(GC*JC*
*ROM*A*A)-G/(GC*JC))
! PRINT *,'C9(P) C8(P) C7(P) DPDZ DROMDZ '
! PRINT *,C9(P),C8(P),C7(P),DPDZ,DROMDZ
K=K+1
! PRINT *,'K = ',K
! PRINT *,'QUALTY U = ',U
TAIR=60.0
C A1=(TV(P)-TAIR)/((L-FLASHL)*10.)
JC=778.
IF(DZ.LE.0) VTC=((L-FLASHL)*10.)/ABS(DZ)-K
IF(DZ.GT.0) VTC=K
IF ((RESP.EQ.'SI') .OR. (RESP.EQ.'S')) THEN
QP=(2*PI*D/2.)*U*(TV(P)-TC(VTC,A1,DZ))/3600.
! PRINT *,TC(VTC,A1,DZ),VTC,'TCM'
! PRINT *,'QUALTY RESP = SI !!!!!'
ELSE
QP=(2*PI*D/2.)*U*(TV(P)-TCM(INT(VTC)+1))/3600.
! PRINT *,TCM(INT(VTC)+1),INT(VTC)+1,VTC,'TCM'
ENDIF
XN=((C7(P)/DZ)*X-C9(P))/((C7(P)/DZ)+C8(P))
XP=(XN-X)/XN
IF(ABS(XP).LE.LIMCONV) GO TO 50
! WRITE(*,*)QP,XN,XP,K
K=K-1

```

50

```
X=XN  
RETURN 1  
CONTINUE  
X=XN  
RETURN  
END
```