

01174

3
29

**DIVISIÓN DE ESTUDIOS DE POSGRADO
FACULTAD DE INGENIERÍA**

TEMA

**"SIMULADOR DE CEMENTACIONES PRIMARIAS
DE TUBERÍAS DE REVESTIMIENTO
INCLUYENDO FENÓMENOS TRANSITORIOS"**

POR

ALBERTO LÓPEZ MANRÍQUEZ

TESIS

**PRESENTADA A LA DIVISIÓN DE ESTUDIOS DE
POSGRADO DE LA**

FACULTAD DE INGENIERÍA

DE LA

UNIVERSIDAD NACIONAL AUTÓNOMA DE MÉXICO

**COMO REQUISITO PARA OBTENER
EL GRADO DE**

MAESTRO EN INGENIERÍA PETROLERA

CIUDAD UNIVERSITARIA

1996

**TESIS CON
FALLA DE ORIGEN**

**TESIS CON
FALLA DE ORIGEN**



Universidad Nacional
Autónoma de México

Dirección General de Bibliotecas de la UNAM

Biblioteca Central



UNAM – Dirección General de Bibliotecas
Tesis Digitales
Restricciones de uso

DERECHOS RESERVADOS ©
PROHIBIDA SU REPRODUCCIÓN TOTAL O PARCIAL

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

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

Compañera inseparable y participo incondicional
en todos los momentos de gozo y sufrimiento,
calma y tempestad, aliento y desánimo,
que irrumpen nuestro camino.

Fuente de alegría,
espíritu incommensurable de pureza plena,
y estímulo vivo para desear un futuro
colmado de ti.

Ragón de mi pasado, presente y futuro.

A ustedes les dedico y agradezco este presente.
Por lo que cada uno significa para mí.

Mi esposa Adriana,

mi pequeña Karla Elizabeth,
Dios.

Con todo mi amor, Alberto.

Mis queridos padres
José Jesús y Consuelo,
pilares inamovibles
que con su ejemplo han trascendido
lo valioso de poseer un hermoso
proyecto de vida.

Compartan conmigo este presente,
como testimonio
de una herencia enriquecida.

Por siempre, su hijo Alberto.

Deo gracias:

*A las personas de la empresa Petróleos Mexicanos,
que contribuyeron decididamente
y depositaron su confianza en mí,
para la realización de este objetivo.*

*A la Universidad Nacional Autónoma de México
y a la Facultad de Ingeniería, por el valioso espacio
que representan para el conocimiento y la cultura.*

*A los profesores que dedicaron su tiempo
en transmitir sus conocimientos y experiencias.
Especialmente a el Dr. Vicente Casariego González,
por el tiempo dedicado y oportunos consejos
en la dirección de esta tesis.*

A los Drs. Fernando Rodríguez De La Barga
y Fernando Samaniego Verdugo, conjuntamente
con el Ing. Eusebio Capitanachi González.
Por el ejemplo que representan en lo académico,
y el excelente "Don de Dents" que poseen.

A todas las personas, que de alguna manera
contribuyeron desinteresadamente
en la realización de este objetivo

A mis amigos y compañeros.

*El espíritu en el corazón vive,
en el amor goza,
pero solo en el sufrimiento
loma conciencia*

A.R.J.

*Quienes poseen la facultad innata
de la inteligencia.
Nunca conseguirán la gran satisfacción
que la perseverancia y el esfuerzo,
al espíritu otorgan.*

RESUMEN

Se desarrolló un simulador de cementaciones primarias de tuberías de revestimiento, considerando la operación de cementación como el flujo unidimensional de una columna de varios tipos de fluidos. Las ecuaciones obtenidas describen tanto los fenómenos que ocurren en estado permanente; así como, en estado transitorio; a partir de las Leyes de Conservación de Materia y la Ecuación de Movimiento. El modelo resultante se programó en lenguaje BASIC, en una computadora personal.

El programa de cómputo incluye un nuevo método para estimar las pérdidas de presión por fricción. Este método se apoya en la apropiada definición del número de Reynolds de acuerdo tanto al tipo de fluido como a la geometría de flujo. Lo anterior permite generalizar la aplicación de las ecuaciones de Hagen-Poiseuille (flujo laminar) y de Colebrook (flujo turbulento), para cubrir fluidos no-newtonianos y geometrías anulares.

Entre los parámetros que el simulador proporciona se encuentran los siguientes: presión superficial de bombeo, presión en el fondo del pozo expresado como densidad de circulación equivalente y el gasto de los fluidos en el pozo. Estos parámetros son de importancia primordial cuando se presenta el fenómeno transitorio conocido como caída libre.

Finalmente, un conjunto de casos de cementación son discutidos y analizados, enfatizando sus eventos más importantes. La confiabilidad del modelo desarrollado se ilustra mediante la comparación con algunos simuladores utilizados por compañías de servicio.

CONTENIDO

	página
Capítulo I. Introducción.	1
Capítulo II. Pérdidas de Presión por Fricción.	3
II.1 Número de Reynolds y régimen de flujo.	3
II.2 Modelos reológicos.	6
II.3 Evaluación de las pérdidas de presión por fricción.	10
II.3.1 Fluido newtoniano en flujo laminar a través de tuberías.	11
II.3.2 Fluido newtoniano en flujo laminar en espacio anular concéntrico.	11
II.3.3 Fluido no - newtoniano en flujo laminar en tuberías.	13
II.3.4 Fluido no - newtoniano en flujo laminar en espacio anular concéntrico.	14
II.3.5 Flujo turbulento	16
II.4 Validación del algoritmo para el cálculo de las pérdidas de presión por fricción.	19
Capítulo III. Efecto de la Caída Libre, como un Fenómeno en Estado Transitorio	21
III.1 Conceptos generales.	21
III.2 Modelos de simulación.	22
Capítulo IV. Variación de la Reología de los Fluidos en Función de la Temperatura.	27
IV.1 Métodos de predicción del perfil de temperatura.	28
IV.1.1 Correlaciones empíricas.	28

CONTENIDO

continuación..

	página
IV.1.2 Modelos unidimensionales. (z,t)	29
IV.1.3 Modelos bidimensionales. (z,r,t)	30
IV.2 Cálculo de la distribución de la temperatura.	31
IV.3 Correlación reológica en función de la temperatura.	32
Capítulo V. Implementación del Modelo.	34
V.1 Efectos considerados.	34
V.2 Fenómenos en estado permanente	37
V.3 Fenómenos en estado transitorio	39
Capítulo VI. Validación y Discusión de Resultados.	42
VI.1 Análisis de la simulación a gasto constante, caso 1.	42
VI.2 Comparación de resultados con otros modelos, caso 1.	44
VI.3 Discusión de resultados y comparación con otros modelos, caso 2.	45
VI.4 Análisis de los resultados de la simulación de la caída libre, caso 3.	46
Capítulo VII. Conclusiones y Recomendaciones.	60
VII.1 Conclusiones.	60
VII.2 Recomendaciones.	61
Nomenclatura	63
Referencias	66

LISTA DE TABLAS

	página
Tabla II.1 Clasificación de los fluidos.	7
Tabla II.2 Resultados comparativos entre datos publicados, y resultados del algoritmo propuesto.	20
Tabla VI.1 Configuración del pozo y propiedades de los fluidos para el caso 1.	49
Tabla VI.2 Propiedades de los fluidos. Caso 2.	49
Tabla VI.3 Configuración del pozo y propiedades de los fluidos para el caso 3.	50

LISTA DE FIGURAS

	página	
Fig. II.1	Diagrama de bloques del algoritmo propuesto para el cálculo de las pérdidas de presión por fricción.	18
Fig. V.1	Representación esquemática de un pozo para desarrollar el modelo de simulación.	41
Fig. VI.1	Comportamiento de la presión superficial de bombeo .vs. tiempo. Caso 1.	51
Fig. VI.2	Densidad de circulación equivalente en el fondo del pozo ECD .vs. tiempo de bombeo. Caso 1.	51
Fig. VI.3	Comportamiento del gasto de retorno y gasto de bombeo .vs. tiempo. Caso 1.	52
Fig. VI.4	Comparación del perfil de presión superficial obtenido, con los modelos de las Cías. Maurer y Amoco. Para el caso 1.	52
Fig. VI.5	Comparación del perfil de presión superficial obtenido, contra los resultados de las Cías. Halliburton y Dowell. Para el caso 1.	53
Fig. VI.6	Comparación del perfil de Densidad de Circulación Equivalente calculado, contra los obtenidos por las Cías. Maurer y Amoco. Caso 1.	53
Fig. VI.7	Comparación del perfil de Densidad de Circulación Equivalente calculado, contra los obtenidos por las Cías. Dowell y Halliburton. Caso 1	54
Fig. VI.8	Comparación de la predicción del ritmo de retorno obtenido con el modelo, contra los resultados obtenidos por las Cías Maurer y Amoco. Caso 1.	55
Fig. VI.9	Comparación de la predicción del ritmo de retorno obtenido con el modelo, contra los resultados obtenidos por las Cías. Dowell y Halliburton. Caso 1.	55

LISTA DE FIGURAS

continuación...

página

Fig. VI.10	Comportamiento comparativo de la presión superficial de bombeo, de los distintos modelos, para el caso 2.	56
Fig. VI.11	Comportamiento comparativo del ritmo de retorno en superficie, obtenido con los distintos modelos, para el caso 2.	56
Fig. VI.12	Comparación del perfil de Densidad de Circulación Equivalente calculado, contra los obtenidos por las Clás. Maurer y Dowell. Caso 2.	57
Fig. VI.13	Comparación de la predicción del ritmo de retorno obtenido con el modelo, contra el obtenido por la Clá. Maurer. Caso 3.	58
Fig. VI.14	Comportamiento comparativo de la altura de la zona discontinua que se genera en la cabeza del pozo, durante el período de caída libre. Caso 3.	58
Fig. VI.15	Comportamiento de la presión superficial de bombeo, y de las pérdidas por fricción, modificando el ritmo de bombeo. Caso 3.	59
Fig. VI.16	Representación de la variación del gasto superficial de bombeo, en un trabajo de cementación. Caso 3.	59

CAPÍTULO I

INTRODUCCIÓN

La industria petrolera requiere construir pozos durante la búsqueda y el desarrollo de estructuras productoras de hidrocarburos. La perforación de pozos es una operación altamente especializada que requiere de equipos y tecnología sofisticados. Una vez que una sección del pozo es perforada, se requiere proteger a las formaciones expuestas mediante la introducción de tubería de revestimiento. La integridad del agujero, depende del sello que se logre en el espacio anular entre la tubería de revestimiento y la formación; este sello es obtenido mediante la correcta colocación del cemento en dicho espacio anular.

De la adecuada planeación y ejecución de los trabajos de cementación primaria dependen resultados satisfactorios. Las fallas se traducen en pérdida de tiempo e incremento del costo de operación. Por lo anterior, el completo entendimiento de los fenómenos que ocurren durante una cementación, es requisito indispensable para lograr nuestros objetivos, y contar con una herramienta que nos auxilie, es necesario.

Durante la ejecución de una cementación primaria, existen en el pozo una serie de columnas de fluidos en donde cada columna puede diferir no solo en las propiedades del fluido, sino en su comportamiento reológico. Inicialmente los fenómenos que se presentan son de carácter permanente; sin embargo, debido a que en la mayoría de los trabajos de cementación, la diferencia de densidad entre los fluidos en el pozo y lechada de cemento es grande, se puede dar lugar al efecto de "caída libre". Cuando esto sucede el ritmo de flujo de la columna de fluidos cayendo libremente, es diferente al ritmo de bombeo superficial; dando lugar a un fenómeno en estado transitorio.

Por tal motivo, un modelo unidimensional para simular el flujo de columnas compleja en tuberías y espacios anulares concéntricos, ha sido desarrollado. El

modelo toma en cuenta los fenómenos en estado permanente y transitorio, que ocurren durante una cementación primaria; modelo derivado de las Leyes de Conservación de Materia y la Ecuación de Movimiento. El algoritmo fue programado en lenguaje BASIC, en una computadora personal siendo su objetivo ayudar en el diseño íntegro de los trabajos de cementación primaria, y permitir analizar de sus resultados los eventos importantes.

Entre otros parámetros que el simulador proporciona, se encuentra la predicción del perfil de presión superficial de bombeo, perfil de presión en el fondo del pozo, representado como densidad de circulación equivalente, patrones de flujo y variación del gasto de los fluidos en caída libre; para lo cual incorpora efectos de fricción temperatura y desviación del agujero, entre otros.

Adicionalmente se introduce un nuevo algoritmo en la rutina de cálculo de caídas de presión por fricción, cuyo fundamento es la apropiada definición del número de Reynolds de acuerdo al tipo de fluido y geometría de flujo. De esto, resulta natural aplicar las ecuaciones fundamentales de Hagen - Poiseville (flujo laminar) y Colebrook (flujo turbulento), para fluidos no newtonianos y geometrías de flujo anulares.

Para validar el simulador, un conjunto de casos son analizados y comparados con resultados encontrados en publicaciones, y por otra parte, con resultados de algunos simuladores usados por compañías de servicio.

CAPITULO II

PÉRDIDAS DE PRESIÓN POR FRICCIÓN.

II.1 Número de Reynolds y régimen de flujo. ¹

Desde el año de 1883, Osborne Reynolds a través de experimentos determinó la existencia de dos tipos principales de flujo: *laminar* y *turbulento*. En el flujo laminar también llamado viscoso o lineal, las partículas se mueven en orden y mantienen su posición relativa en secciones transversales sucesivas. En flujo turbulento las partículas se mueven en forma aparentemente caótica, característico por fluctuaciones de velocidad; tanto en magnitud, como en dirección.

El criterio que determina el tipo de flujo, es la relación entre las fuerzas de inercia y las fuerzas viscosas actuando sobre un elemento. La relación entre estas fuerzas para un elemento de densidad ρ , viscosidad μ , y longitud característica l ; puede obtenerse de las siguientes definiciones:

volumen del elemento	=	l^3
masa del elemento	=	ρl^3
velocidad del elemento, v	=	l/t
aceleración del elemento	=	l/t^2

de acuerdo a la segunda ley de Newton:

fuerza de inercia	=	masa x aceleración
	=	$\rho l^3 \times l/t^2 = \rho l^4 / t^2$
	=	$\rho l^2 v^2$

fuerzas viscosas	=	esfuerzo de corte x área.
------------------	---	---------------------------

de la ley de Newton de la viscosidad:

$$\text{esfuerzo de corte} = \mu \times \text{gradiente velocidad} = \mu (v/l)$$

$$\text{área} = \beta$$

$$\text{por tanto, fuerzas viscosas} = \mu (v/l) \beta = \mu v l$$

$$\text{finalmente la relación es: } \frac{\text{fuerza de inercia}}{\text{fuerza viscosa}} = \frac{\rho \beta v^2}{\mu v l} = \frac{\rho v l}{\mu} \quad (\text{II.1})$$

Esta relación entre fuerzas de inercia y viscosas, es conocida como el número de Reynolds, denotado como, Re ; y es el criterio para determinar el tipo de régimen de un fluido newtoniano fluyendo. Para tuberías, la longitud característica l es el diámetro interior de la misma.

Reynolds demostró experimentalmente que para flujo en tuberías de diferente diámetro, valores de Re abajo del valor crítico $Re = 2\ 000$ obedecen a flujo en régimen laminar, con una región de flujo de transición entre $2\ 000$ y $4\ 000$, y estrictamente turbulento para valores de $Re > 4\ 000$.

Por otra parte el factor de fricción, f , se obtiene experimentalmente y generalmente se expresa como ¹:

$$\tau_0 = \frac{f \rho v^2}{2 m} \quad (\text{II.2})$$

donde τ_0 es el esfuerzo de corte en la frontera o pared, y "m" es la profundidad hidráulica media.

De esta manera, experimentalmente, se analizó el flujo a través de tuberías en régimen de flujo turbulento, obteniéndose la expresión conocida como la ecuación de Darcy-Weisbach para pérdida de carga en tuberías circulares:

$$h_f = \frac{4 f L}{D} * \frac{v^2}{2 g} \quad (II.3)$$

donde h_f es la pérdida de carga por fricción, a lo largo de la longitud L ; D es el diámetro de la tubería, v es la velocidad de flujo y g es la aceleración gravitacional.

Esta expresión es equivalente a la expresión de Hagen-Poiseville, obtenida para flujo en régimen laminar, solo que aquí se incluye el factor experimental f , que describe las pérdidas por fricción en régimen turbulento.¹ En este caso f es el factor de fricción de Fanning, relacionado con el factor de fricción de Moody, por un factor de "cuatro"; es decir:

$$f_{\text{MOODY}} = 4 f_{\text{FANNING}}$$

La inclusión del factor de fricción f en la ecuación II.3, es debido a la complejidad que involucra el flujo turbulento, debido a que la relación $\tau = \mu (dv/dy)$ no se cumple, por lo que una solución analítica bajo este concepto sería de difícil desarrollo.

Por otra parte R.B. Bird², define a la turbulencia como un movimiento caótico y totalmente aleatorio, razón por la cual presenta una visualización del *método estadístico*, como una alternativa para aproximar la solución al problema.

También Bird² comenta que, así como para el flujo laminar en tuberías se obtuvo la relación de magnitudes de velocidades, entre la velocidad media en la sección transversal del tubo $\langle v_z \rangle$, y la velocidad máxima $v_{z \text{ max}}$.

$$\langle v_z \rangle = \frac{v_{z \text{ max}}}{2} \quad (II.4)$$

Para el flujo turbulento, se ha demostrado *experimentalmente* que la relación de magnitudes, viene dada por:

$$\langle v_z \rangle = \frac{4}{5} v_{z \text{ max}} \quad (\text{II.5})$$

Para describir la variación de la velocidad y la presión para un fluido incompresible, Bird ² presenta un desarrollo basado en la ecuación de movimiento, obteniendo lo que llama la "Ecuación de movimiento de tiempo ajustado"; que en notación vectorial es:

$$\rho \frac{Dv}{Dt} = -\nabla p - [\nabla \cdot \tau^{(l)}] - [\nabla \cdot \tau^{(t)}] + \rho g \quad (\text{II.6})$$

en donde Dv/Dt es la "derivada sustantiva de la velocidad" o también llamada "derivada siguiendo el movimiento"; ∇p es un vector denominado "gradiente de presión", que representa las fuerzas de presión sobre el elemento; $[\nabla \cdot \tau^{(l)}]$ es el producto escalar del tensor de esfuerzos τ , que representa las fuerzas viscosas sobre el elemento; $[\nabla \cdot \tau^{(t)}]$ igualmente representa fuerzas viscosas, pero relacionadas con fluctuaciones de velocidad debido a la turbulencia, generalmente se les denomina esfuerzos de Reynolds; los cuales son introducidos en la ecuación de movimiento de tiempo ajustado, mediante relaciones *semiempíricas*; y finalmente ρg que representa a la fuerza gravitacional.

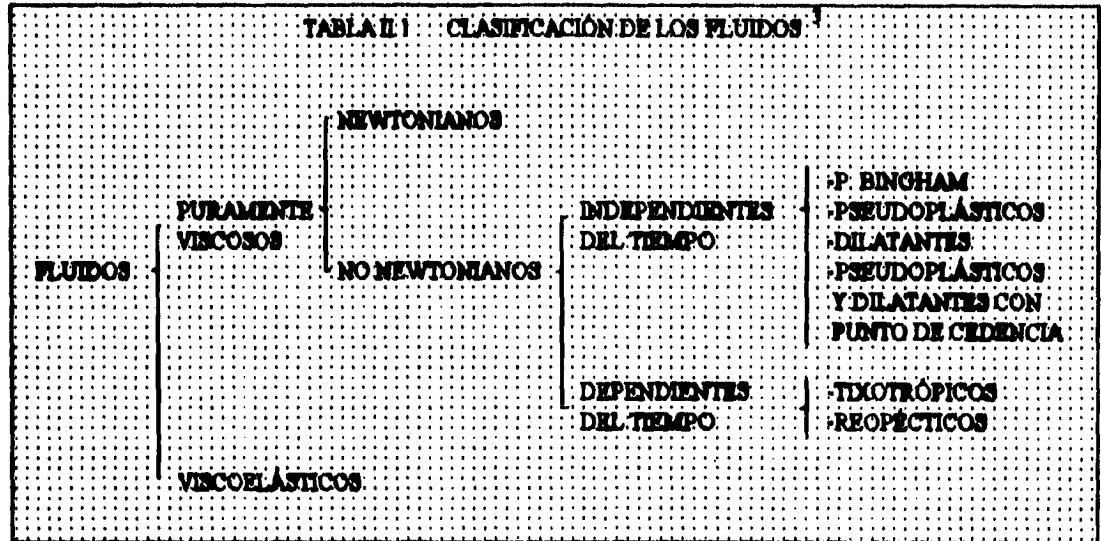
II.2 Modelos reológicos ³.

Es conveniente recordar que existe una clasificación general de los fluidos desde el punto de vista reológico; la cual se muestra en la Tabla II.1, a partir de la cual es necesario caracterizar cada fluido que interviene en la cementación primaria, para poder predecir su comportamiento de flujo. Esta caracterización es en base a la relación funcional entre el esfuerzo τ , y la velocidad de corte $\dot{\gamma}$:

$$\tau = f(\dot{\gamma}) \quad (\text{II.7})$$

siendo particular para cada fluido bajo ciertas condiciones de presión y temperatura; esta relación es conocida como ecuación reológica o constitutiva del fluido.

En una cementación primaria la hidráulica se complica, ya que en el pozo residen simultáneamente diferentes fluidos. Por ejemplo, en una cementación se pueden tener dentro del pozo: el lodo de perforación, los fluidos llamados lavadores y espaciadores, así como diferentes lechadas de cemento; los que tienen características reológicas distintas. Por una parte, los fluidos lavadores son en general fluidos acuosos, agua tratada, conteniendo dispersantes y surfactantes, por lo que se comportan como un fluido newtoniano o ideal; por otra parte, los fluidos espaciadores al igual que el lodo de perforación y el cemento, son generalmente suspensiones de sólidos en líquidos, que obedecen al comportamiento de un fluido no newtoniano e independiente del tiempo.



El Modelo de Newton, representa a los fluidos ideales; es decir, caracteriza a aquellos fluidos cuya relación entre el esfuerzo y la velocidad de corte es lineal. Su representación matemática es la siguiente:

$$\tau = \left\{ \frac{\mu}{g_c} \right\} \dot{\gamma} \quad (II.8)$$

donde g_c es la constante de conversión de unidades Masa a unidades Fuerza.

Los modelos más comunmente empleados para representar a los fluidos no newtonianos son: el modelo de plásticos de Bingham ³, y el de Ostwald de Waele ³ (Ley de Potencias). Ambos modelos de dos parámetros ajustables. Por otra parte, algunos autores han desarrollado modelos de tres parámetros ajustables, como el de Robertson y Stiff ³ y el de Casson ³, los cuales se han aplicado en forma limitada.

El Modelo de Plásticos de Bingham es el mas simple de los no newtonianos, ya que la relación entre esfuerzo y velocidad exhibe proporcionalidad directa, una vez que un esfuerzo inicial finito denominado *punto de cedencia* τ_y , ha sido rebasado.

La representación matemática del modelo es:

$$\tau = \left\{ \frac{\mu_p}{g_c} \right\} \dot{\gamma} + \tau_y \quad (II.9)$$

donde μ_p es la viscosidad plástica.

Sin embargo, Nelson ⁴ menciona que; a velocidades de corte extremas este modelo sobrestima el esfuerzo de corte, ya que su ecuación es la de una línea recta; y en la realidad la tendencia de comportamiento de los fluidos es curva en estos rangos.

Otro modelo ampliamente usado, es el Modelo de Ostwald de Waele ³, conocido como modelo de Ley de Potencias. Es netamente empírico, y su relación está caracterizada por dos constantes, expresadas como:

$$\tau = K\gamma^n \quad (II.10)$$

donde k es conocido como el índice de consistencia, término indicativo de la consistencia del fluido. En tanto que n es una medida de la "no newtonianidad" del fluido, conocido como índice de comportamiento del fluido. Las limitaciones de este modelo para representar fluidos reales son las siguientes ⁴:

a) Las lechadas de cemento presentan punto de cedencia, siendo que este modelo no lo considera.

b) La viscosidad de cualquier fluido a muy altas velocidades de corte, no tenderá a ser cero, lo cual el modelo no lo toma en cuenta.

En resumen, este modelo no es representativo del fluido sujeto, a velocidades de corte extremas.

Entre los modelos que involucran tres parámetros ajustables, se encuentra el Modelo de Herschel y Bulkley ³, también conocido Modelo de Ley de Potencias Modificado, modelo representado por la expresión³:

$$\tau = K\gamma^n + \tau_0 \quad (II.11)$$

Para este modelo, los índices n y k tienen significados similares a los del modelo de Ley de Potencias; solo que aquí se considera el efecto del punto de cedencia τ_0 .

II.3 Evaluación de las pérdidas de presión por fricción.

Para evaluar las pérdidas de presión por fricción, para un fluido newtoniano en régimen de flujo laminar en tuberías, generalmente los autores coinciden en conceptos y criterios, utilizando la ecuación de Hagen Poiseville. El problema se tiene cuando se estudia el flujo turbulento y la transición entre estos.

En publicación hecha sobre reología de lechadas y fluidos de perforación, Monicard ⁵ maneja solamente los modelos de Ley de Potencias y Plásticos de Bingham para caracterizar los fluidos. Para flujo laminar a través del espacio anular, utiliza el concepto introducido por Dodge y Metzner, del diámetro hidráulico $D_{HY} = (D_o - D_i)$, para definir de manera explícita tanto Re como f. Esta definición de diámetro hidráulico, está basada en el concepto conocido como "*aproximación de ranura rectangular estrecha*", el cual puede ser usado con razonable seguridad cuando la relación entre el diámetro interno D_i y el diámetro externo D_o es: $D_i / D_o > 0.3$ ⁶.

Para flujo turbulento, un sinnúmero de trabajos experimentales se han realizado. Monicard proporciona ecuaciones en donde los parámetros de interés como (factor de fricción, caídas de presión, velocidad,...) se encuentran explícitos, empleando siempre el concepto de diámetro hidráulico en el caso de flujo anular.

Finalmente un estudio mas reciente realizado por Reed y Pilehvari ⁶ en 1993, introduce un concepto denominado "*diámetro efectivo*" y "*diámetro equivalente*", que dependen de la geometría y del fluido. *Este concepto provee la relación entre el flujo newtoniano a través de tuberías y flujo no newtoniano incluyendo espacios anulares concéntricos, para cualquier régimen de flujo.*

De acuerdo a lo expuesto en los párrafos anteriores, se concluye que es posible establecer un procedimiento analítico para calcular la caída de presión por fricción, de fluidos no newtonianos independientes del tiempo, tanto para tuberías como para geometría anular concéntrica; partiendo de la ecuación fundamental de Hagen - Poiseville. Cuando se extiende este concepto a régimen de flujo turbulento,

la correlación empírica propuesta por Colebrook es empleada y modificada de acuerdo a la geometría y tipo de fluido; es entonces cuando puede ser aplicada.

Debido a que este "enfoque diferente" para calcular la pérdida de presión por fricción es aplicado en el simulador de cementación, se hace mención a continuación de cada caso particular.

II.3.1 Fluido Newtoniano, en flujo laminar a través de tuberías.

Al efectuar el desarrollo de las ecuaciones de Balance de Cantidad de Movimiento para este caso particular, se llega a la ecuación conocida como de Hagen - Poiseuille, ecuación (II.12), para el cálculo de la caída de presión ².

$$\frac{\Delta P}{\Delta L} = \frac{32\mu v}{D^3} \quad (\text{II.12})$$

el número de Reynolds y el factor de fricción f , se obtienen por medio de las expresiones.

$$Re = \frac{\rho v D}{\mu} \quad (\text{II.13})$$

$$f = \frac{16}{Re} \quad (\text{II.14})$$

II.3.2 Fluido Newtoniano, en flujo laminar en espacio anular concéntrico.

Para este caso, Lamb ⁷ derivó también a partir de las ecuaciones de balance, la solución para esta geometría, considerando este caso como una extensión de las ecuaciones de flujo en tuberías, a geometría anular, encontrando una expresión muy

similar a la solución de Hagen - Poiseuille para flujo en tuberías. La ecuación para el cálculo de las caídas de presión es la siguiente:

$$\frac{\Delta P}{\Delta L} = \frac{32\mu v}{D_L^3} \quad (II.15)$$

En esta ecuación se puede observar que para espacios anulares concéntricos, la tradicional aproximación utilizada del diámetro hidráulico, $D_{HY} = D_e - D_i$, no obedece a un desarrollo riguroso. El diámetro equivalente que aparece en esta ecuación se le conoce como diámetro de Lamb, que se expresa como:

$$D_L = D_e^2 + D_i^2 - \left(\frac{D_e^2 - D_i^2}{\ln \frac{D_e}{D_i}} \right) \quad (II.16)$$

Siguiendo los mismos pasos que para el caso anterior se puede obtener la expresión para el cálculo del factor de fricción, y para poder expresar el número de Reynolds en la misma forma que para flujo en tuberías, es necesario definir un diámetro equivalente.⁶

$$D_{RQ} = \frac{D_L^2}{D_{HY}} \quad (II.17)$$

con lo que el número de Reynolds se expresa como:

$$Re = \frac{\rho v D_{RQ}}{\mu} \quad (II.18)$$

El "diámetro equivalente" se define como el diámetro de una tubería circular que tendrá idénticas caídas de presión que en un espacio anular concéntrico cuando el fluido es newtoniano, con la misma viscosidad y misma velocidad promedio. Con lo anterior se establece la relación entre flujo en tuberías y flujo anular.

II.3.3 Fluido No - Newtoniano, en flujo laminar en tuberías. ⁶

Metzner y Reed ⁶ definieron un número generalizado de Reynolds, Re_G

$$Re_G = \frac{\rho v^{2-n} D^n}{K 8^{n-1}} \quad (II.19)$$

cuando se introduce el concepto de viscosidad aparente, μ_{app}

$$\mu_{app} = K \left[\frac{3n+1}{4n} \left(\frac{8v}{D} \right) \right]^{n-1} \quad (II.20)$$

El número generalizado de Reynolds para un fluido ley de Potencias se expresa como:

$$Re_{nG} = \frac{\rho v D_G}{\mu_{app}} \quad (II.21)$$

Como se puede apreciar, nuevamente esta expresión se ha expresado en la forma clásica de flujo newtoniano, solo que ahora debe ser definido un nuevo diámetro equivalente llamado "diámetro efectivo", el cual se expresa como:

$$D_G = \frac{4nD}{3n+1} \quad (II.22)$$

El "diámetro efectivo" para flujo no - newtoniano en tuberías, se define como el diámetro de una tubería circular que tiene las mismas caídas de presión que para un fluido newtoniano con viscosidad igual a la viscosidad aparente y la misma velocidad promedio que el flujo no - newtoniano.

La caída de presión entonces puede calcularse con la ecuación tradicional de Hagen - Poiseville, ecuación (II.12), introduciendo el diámetro efectivo en lugar del diámetro D.

II.3.4 Fluido No-Newtoniano, en flujo laminar en espacio anular concéntrico.

Metzner y Reed ⁶ combinan los diámetros "equivalente" y "efectivo", y usan las velocidades y esfuerzos de corte promedios en la pared, en lugar de los parámetros correspondientes en la pared de la tubería, para desarrollar la solución para este problema. Sin embargo, una solución más simple fue desarrollada por Exlog ⁶; la cual consiste en encontrar una función llamada G, la cual a su vez está sustentada en una correlación de la solución analítica hecha por Fredickson y Bird ⁶, para un fluido ley de potencias a través de espacio anular concéntrico. Esta función depende de la relación de diámetros interno y externo y del índice de comportamiento.

La solución consiste de las siguientes ecuaciones:

$$Y = 0.37n^{-0.14}$$

$$Z = 1 - \left(1 - \left(\frac{D_i}{D_o} \right)^2 \right)^{1/n} \quad (II.23)$$

$$G = \frac{1 + Z(3 - Z)n + 1}{2(4 - Z)n}$$

donde Y y Z son factores de la correlación de Exlog.

Para poder relacionar las ecuaciones de flujo newtoniano en tuberías, con las de flujo no - newtoniano en espacio anular, es necesario definir un nuevo "diámetro efectivo"; el cual será función tanto de la geometría como de las propiedades reológicas del fluido. Este diámetro se expresa como:

$$D_{ef} = \frac{D_{HY}}{G} \quad (II.24)$$

donde D_{HY} es el diámetro hidráulico y G es factor de correlación de Exlog.

Se define el "diámetro efectivo" para un fluido no newtoniano a través de espacio anular concéntrico, como el diámetro de una tubería circular la cual tendrá caídas de presión idénticas para el flujo de un fluido newtoniano con una viscosidad igual a la viscosidad efectiva, y con una velocidad igual a la velocidad de flujo anular no - newtoniana.

La viscosidad efectiva se define como:

$$\mu_{ef} = k \left(\frac{8v}{D_{ef}} \right)^{n-1} \quad (II.25)$$

La caída de presión entonces se puede calcular nuevamente con la ecuación tradicional de Hagen - Poiseuille, introduciendo en ella este nuevo "diámetro efectivo" D_{ef} y viscosidad efectiva μ_{ef} , en lugar del diámetro D y una viscosidad efectiva μ . Estos mismos parámetros se introducen en el cálculo del número de Reynolds.

$$Re = \frac{\rho v D_{ef}}{\mu_{ef}} \quad (II.26)$$

$$\frac{\Delta P}{\Delta L} = \frac{32 \mu_{ef} v}{D_{ef}^3} \quad (II.27)$$

II.3.5 Flujo turbulento.

Una correlación empírica para la determinación de factores de fricción, en flujo turbulento y tuberías circulares, fue propuesta por Colebrook ⁷. Su función se expresa como ⁷:

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = -4 \log \left(.269 \frac{\epsilon}{D} + \frac{1.255}{Re \sqrt{f}} \right) \quad (II.28)$$

ecuación en donde se considera el efecto de la rugosidad de la tubería, ϵ .

Sin embargo en estudios posteriores, se ha observado que en la mayoría de las geometrías existentes en los pozos, la rugosidad relativa es menor que 0.0004 en todas las secciones. Para estas condiciones se puede considerar desde el punto de vista ingenieril, que la tubería es lisa. Para rugosidad cero, la ecuación de Colebrook se reduce a:

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = 4 \log(Re \sqrt{f}) - 0.395 \quad (II.29)$$

Posteriormente Blasius ⁷ encontró una aproximación de esta solución, para el caso particular de rugosidad cero y $2\,100 < Re < 100\,000$:

$$f = \frac{0.0791}{Re^{.25}} \quad (II.30)$$

La ecuación de Fanning puede entonces ser arreglada para el cálculo de las caídas de presión considerando flujo turbulento en tuberías.

$$\frac{\Delta P_f}{\Delta L} = \frac{2f\rho v^2}{D} \quad (II.31)$$

Por lo tanto se puede obtener una ecuación simplificada para flujo turbulento, considerando la tubería lisa y para el rango de Re determinado:

$$\frac{\Delta P_f}{\Delta L} = \frac{2(0.0791 \rho v^2)}{D \left(\frac{\rho v D}{\mu} \right)^{0.25}} \quad (\text{II.32})$$

Una vez que esta relación ha sido obtenida, su uso se puede extender igualmente para geometría anular y fluidos no-newtonianos; así como se hizo con la ecuación de Hagen - Poiseuille. Esto se logra al sustituir en la ecuación (II.32) los diferentes diámetros y viscosidades "equivalentes", en lugar del diámetro "D" y viscosidad " μ " respectivamente. Los cuales se definen específicamente para cada geometría y tipo de fluido.

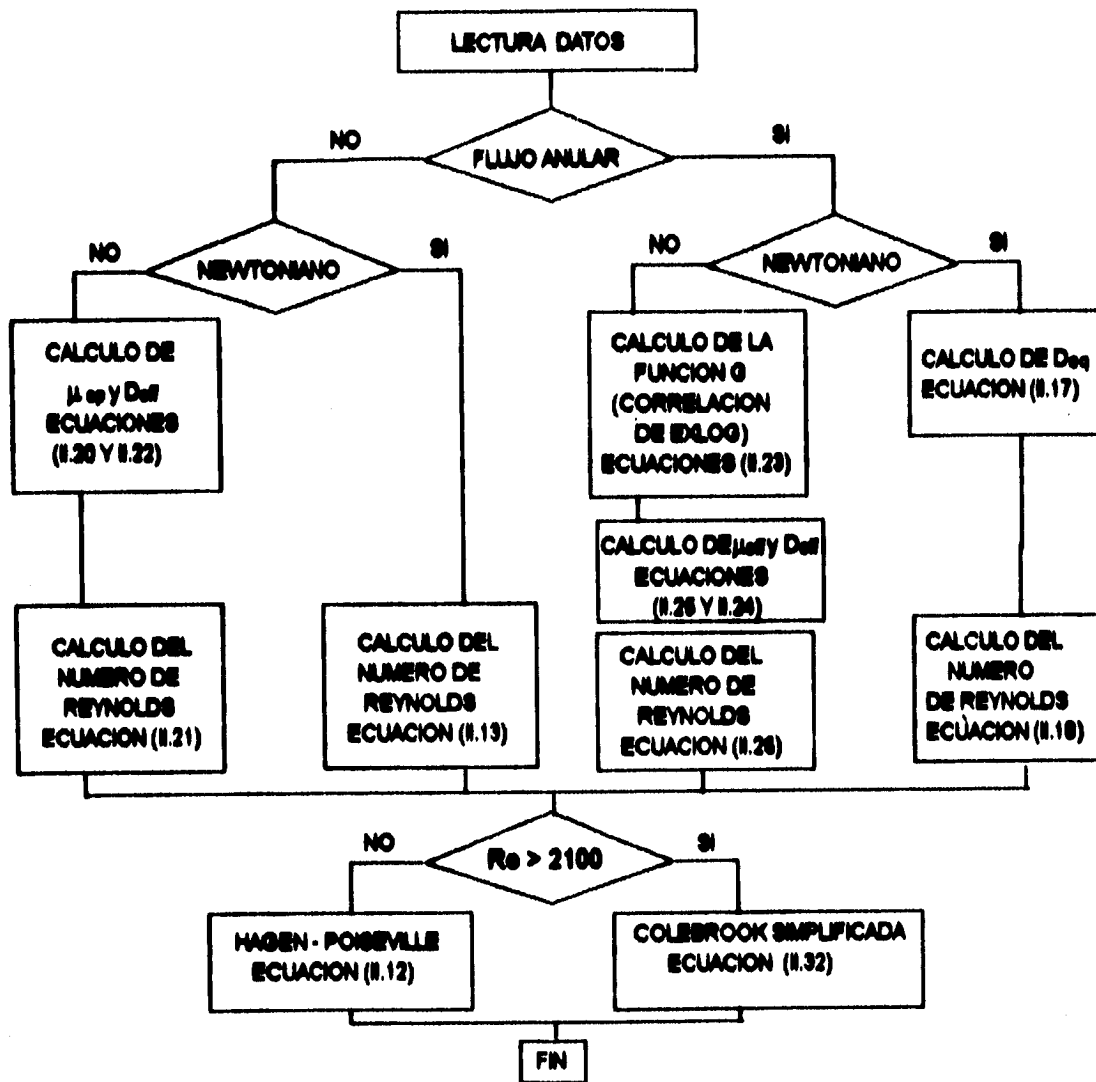
En resumen, lo más relevante del trabajo de Reed y Pilehvari ⁶ es lo siguiente:

a) Las ecuaciones obtenidas para modelar un fluido newtoniano en cualquier régimen de flujo, ecuación de Hagen - Poiseuille en flujo laminar, y ecuación de Colebrook en flujo turbulento, pueden ser extendidas para un fluido no newtoniano, considerando el diámetro equivalente respectivo para cada caso, dependiente de la geometría y tipo de fluido.

b) Cuando se aplica a flujo anular, introduce el "diámetro equivalente" en lugar del diámetro hidráulico, con lo que modifica algunas de las expresiones tradicionalmente empleadas.

Como resultado de esta revisión, la serie de conceptos expresados en los temas previos de este capítulo, son aplicados en el algoritmo de cálculo de caídas de presión por fricción, que se introdujo en el simulador desarrollado. El diagrama de bloques del algoritmo mencionado, se presenta en la figura II.1.

Figura II. 1 Diagrama de bloques del algoritmo propuesto para el cálculo de las pérdidas de presión por fricción.



II.4 Validación del algoritmo para cuantificar las pérdidas de presión por fricción.

Este enfoque distinto de la cuantificación de las pérdidas de presión, nos llevó directamente a buscar una forma de validarlas. Consistió en comparar los resultados que el "nuevo algoritmo" arroja, contra resultados de ejemplos de las publicaciones de Burgoyne ⁷ y Adams ⁸; en los capítulos en donde calculan estos parámetros.

Los resultados son ilustrados en la tabla II.2, en donde se muestran valores comparativos de los resultados obtenidos con el "nuevo algoritmo", contra datos publicados. Es interesante remarcar de estos resultados lo siguiente:

En el primer caso, para un fluido newtoniano de 15 cp. de viscosidad, que fluye a través de un espacio anular entre dos tuberías de 7 y 5 pg, el cálculo del diámetro hidráulico D_{HY} es de 2 pg, mientras que el diámetro equivalente tal y como es definido por la ecuación (II.17), corresponde al diámetro de Lamb D_L igual a 2.67 pg. Esta diferencia en la forma de calcular el diámetro de flujo, nos arroja diferencias observables en el cálculo del gradiente de presión $\Delta p/\Delta L$.

En el tercer caso, en donde se considera un fluido no newtoniano, una vez más se calcula un diámetro equivalente distinto a $D = 3.5$ pg, llamado diámetro efectivo $D_{ef} = 3.374$ pg, ecuación (II.22). Igualmente se calcula una viscosidad equivalente, llamada viscosidad aparente $\mu_{app} = 66.3$ cp eq, ecuación (II.20), diferente a la viscosidad plástica $\mu_p = 29$ cp. reportada. Lo que refleja el efecto de la no - newtonianidad del fluido.

Tabla II.2 Resultados comparativos entre datos publicados, y resultados del algoritmo propuesto

<u>Datos publicados</u>	<u>Datos calculados</u>
<p>1. Fluido newtoniano de $\rho = 9$ lb/gal, a través de un espacio anular entre tuberías de 7 y 5 pg, a un gasto 80 gal/min.⁷ Considera flujo laminar</p> <p>$D_{HY} = 2$ pg; $\mu = 15$ cp $\Delta p/\Delta L = 0.0051$ psi/ft</p>	<p>$D_L = 2.67$ pg; $\mu = 15$ cp $\Delta p/\Delta L = 0.0064$ psi/ft</p>
<p>2. Fluido newtoniano de $\rho = 9$ lb/gal, a través de un espacio anular entre tuberías de 10 y 5 pg, a un gasto 200 gal/min. Considera flujo turbulento⁷</p> <p>$D_{HY} = 5$ pg; $\mu = 1$ cp $\Delta p/\Delta L = 4.48$ E-04 psi/ft</p>	<p>$D_L = 4.099$ pg; $\mu = 1$ cp $\Delta p/\Delta L = 5.83$ E-04 psi/ft</p>
<p>3. Fluido no - newtoniano $\rho = 12.9$ lb/gal, a través de una tubería de 3.5 pg Di, a un gasto 100 gal/min. Considera flujo laminar⁸</p> <p>$D = 3.5$ pg; $\mu_p = 29$ cp $\Delta p/\Delta L = 0.0128$ psi/ft</p>	<p>$D_{eq} = 3.374$ pg; $\mu_{eq} = 66.3$ cp eq $\Delta p/\Delta L = 0.0140$ psi/ft</p>
<p>4. Fluido no - newtoniano $\rho = 12.9$ lb/gal, a través de una tubería de 3.5 pg Di, a un gasto 200 gal/min. Considera flujo turbulento⁸</p> <p>$D = 3.5$ pg; $\mu_p = 29$ cp $\Delta p/\Delta L = 0.0505$ psi/ft</p>	<p>$D_{eq} = 3.374$ pg; $\mu_{eq} = 47.6$ cp eq $\Delta p/\Delta L = 0.0693$ psi/ft</p>
<p>5. Fluido no - newtoniano $\rho = 10$ lb/gal, a través de un espacio anular entre tuberías de 6.5 y 4.5 pg, a un gasto 600 gal/min. Considera flujo laminar⁷</p> <p>$D_{HY} = 2$ pg; $\mu_p = 40$ cp $\Delta p/\Delta L = 0.149$ psi/ft</p>	<p>$D_{eq} = 1.226$ pg; $\mu_{eq} = 53.5$ cp eq $\Delta p/\Delta L = 0.142$ psi/ft</p>
<p>6. Fluido no - newtoniano $\rho = 10$ lb/gal, a través de un espacio anular entre tuberías de 6.5 y 4.5 pg, a un gasto 600 gal/min. Considera flujo turbulento⁷</p> <p>$D_{HY} = 2$ pg; $\mu_p = 40$ cp $\Delta p/\Delta L = 0.289$ psi/ft</p>	<p>$D_{eq} = 1.226$ pg; $\mu_{eq} = 45.3$ cp eq $\Delta p/\Delta L = 0.306$ psi/ft</p>

CAPÍTULO III

EFFECTO DE LA CAÍDA LIBRE COMO UN FENÓMENO EN ESTADO TRANSITORIO

III.1 Conceptos generales.

El fenómeno de caída libre sucede debido a la diferencia de densidades normalmente encontrada entre la lechada de cemento con los baches lavadores y con el lodo de perforación. Su interpretación mediante un modelo es compleja, ya que durante la caída libre los fluidos se mueven a velocidades variables, diferentes al gasto de bombeo en la superficie, q_0 .

Inicialmente la velocidad de caída será mayor que el gasto de superficie, e irá disminuyendo a medida que el cemento de vuelta al espacio anular; eventualmente en alguna de esas etapas de desaceleración, los fluidos pueden moverse a gasto menor que el mínimo deseable, razón por la que se hace indispensable comprender el fenómeno.

Mientras la velocidad de caída es diferente que el gasto de bombeo en superficie, se origina una zona de discontinuidad entre la columna cayendo libremente y la cabeza del pozo. Considerando que los fluidos que intervienen en una cementación son incompresibles e inmiscibles, y que las paredes del agujero son impermeables, se puede establecer que el gasto de caída libre, R_n , es equivalente al gasto de retorno en superficie.

Debido a esta variación de la velocidad de los fluidos, el estado de flujo permanente que prevaleció hasta antes de que se presente la "caída libre", se interrumpe. Dando lugar a un fenómeno de carácter transitorio, en donde la variación del gasto de retorno con respecto al tiempo dq/dt es diferente de cero; y para cuantificar su variación, es necesario recurrir a un modelo de simulación.

III.2 Modelos de simulación.

Beirute ⁹ propone un modelo matemático bajo la consideración de que el gasto de caída libre, R_n , es igual al gasto de retorno en la superficie, q , y que la presión en la cabeza del pozo, P_s , es cero en cualquier instante de tiempo, t_n , de la caída libre.

El modelo que Beirute describe es el siguiente:

El inicio de la caída libre toma lugar cuando, mientras se bombea un fluido de alta densidad (lechada de cemento), la presión de superficie, P_s , toma el valor de cero. Para el simulador, este será el tiempo ($t = 0$), para el cual el gasto de caída libre, $R_n = q$, es igual al gasto de bombeo, q_0 , al tiempo $t = 0$.

Caída libre en $t = 0$, la ecuación resultante es:

$$(P_{HA}) - (P_{HC}) + (P_{FA}) + (P_{FC}) = 0 \quad \dots(\text{III.1})$$

en donde: (P_{HA}) = presión hidrostática en el anular.
 (P_{HC}) = presión hidrostática en TR.
 (P_{FA}) = pérdidas por fricción en el anular.
 (P_{FC}) = pérdidas por fricción en TR.

La presión hidrostática en cada uno de los brazos del tubo "U", se obtiene como la suma de la hidrostática de cada uno de los fluidos existentes ⁹.

$$(P_{HA}) = \sum_{i=1}^n L_i \rho_i \cos \alpha \quad \dots(\text{III.2})$$

$$(P_{HC}) = \sum_{i=1}^n L_i \rho_i \cos \alpha \quad \dots(\text{III.3})$$

en donde L es la longitud de tubería o sección de agujero ocupada por el fluido "i", y α es el ángulo promedio de desviación de la vertical.

De igual forma, el total de caída de presión en el sistema, es igual a la suma de todas las caídas por fricción que origina cada fluido. Las caídas de presión en el espacio anular y en la tubería, son respectivamente:

$$(P_{FM}) = \sum_{i=1}^7 (P_{FM})_i \quad \dots(III.4)$$

$$(P_{FC}) = \sum_{i=1}^7 (P_{FC})_i \quad \dots(III.5)$$

Para cuando $t = 0$; es decir, cuando inicia la caída libre, algunos de las longitudes L_i de las ecuaciones (III.2 y III.3); así como, algunos términos de presión de las ecuaciones (III.4 y III.5) pueden ser igual a cero; dependiendo de la posición que guarden los fluidos bombeados en el pozo.

Entonces la ecuación (III.1) es usada para calcular mediante el método de bisección la posición de los fluidos en el sistema.

Caída libre en $t = t_0$

Se considera que la presión superficial de bombeo durante toda la caída libre es igual a cero, para cualquier tiempo t_n , y que el gasto de caída libre, R_n , es igual al gasto de retorno, q . Con estas consideraciones, las mismas ecuaciones (III.1 a III.5) serán válidas para cualquier tiempo. Adicionalmente, el fluido que se bombea en superficie se incorpora directamente a la interfase "vacío - fluido"; por lo que se crea una zona discontinua. La longitud de esta zona discontinua es calculada por el modelo continuamente en todo instante de tiempo

Cuando se aplican las ecuaciones (III.1 a III.5), al tiempo t_n , diversas variables involucradas se desconocen; tal como, las posiciones de las interfaces. Sin

embargo, si se busca la solución en términos de R_n , tomando pequeños intervalos de tiempo se puede plantear un esquema explícito. Usando este esquema explícito, todas las variables son conocidas al tiempo t_{n-1} .

Fin del fenómeno.

El fin del fenómeno se visualiza de diferentes maneras, una de ellas es cuando la presión superficial es diferente de cero, o bien cuando la altura de la zona de discontinuidad es igual cero. Lo que indica que el gasto de bombeo q_0 es igual al gasto de retorno q .

Por otra parte, Campos ¹⁰ en su trabajo propone que, basado en que la diferencia de densidades causa un desbalance de fuerzas, la columna de fluido dentro de la tubería inicialmente se acelera. Esto ocurre cuando un fluido de alta densidad es bombeado, ocasionando un incremento en el gasto, y creando una zona discontinua entre la cabeza del pozo y la columna en caída libre, región de baja presión. Esta región se considera cercana a la presión de vapor del fluido, P_v .

El autor plantea un modelo matemático derivado de la leyes de conservación de masa y de momento. Las ecuaciones resultantes son expresadas en un modelo unidimensional, y el sistema de ecuaciones se reduce a una ecuación diferencial ordinaria, ecuación (III.10). Resultando en un problema de valor inicial, resuelto numéricamente por el método de Runge - Kutta.

Las consideraciones aplicadas en el modelo, esencialmente son las mismas que Beirute aplica. Adicionalmente, para poder resolver el problema de valor inicial, plantea las condiciones necesarias.

En la descarga del espacio anular, cuando sucede o no la caída libre, la condición de frontera es dada por:

$$P_{L=(N_2A + 1)} = P_e \quad \dots(III.6)$$

donde k es la interfase entre secciones de agujero de diferente diámetro y N_{SA} es el número de secciones de agujero también de diferente calibre.

La condición inicial depende del estado del sistema, si no existe caída libre entonces esta condición es:

$$q = q_0 \quad \dots(III.7)$$

$$\frac{dq}{dt} = \frac{dq_0}{dt} \quad \dots(III.8)$$

donde q_0 es el gasto de bombeo en superficie.

Cuando da inicio el fenómeno de caída libre, entonces esta condición de frontera viene dada por:

$$P_{L-1} = P_v \quad \dots(III.9)$$

El autor efectúa un balance utilizando las leyes de conservación de masa y momento, llegando a la ecuación diferencial (III.10), aplicable durante el periodo de caída libre:

$$\frac{dq}{dt} = \frac{P_v - P_a + \sum_{j=1}^1 \sum_{l=1}^1 \delta_j A_j g H_{j,l}}{\sum_{j=1}^1 \sum_{l=1}^1 \frac{A_j L_{j,l}}{A_j}} + \frac{\sum_{j=1}^1 \sum_{l=1}^1 L_{j,l} \frac{dP_j}{dL_{j,l}}}{\sum_{j=1}^1 \sum_{l=1}^1 \frac{A_j L_{j,l}}{A_j}} \quad \dots(III.10)$$

ecuación en donde el numerador de la izquierda representa la fuerzas de presión y gravitacionales, mientras que el numerador de la derecha representa las fuerzas de contacto. P_a es la presión atmosférica, H es la altura de una columna de fluido, L es

la longitud de tubería, dP/dL son las pérdidas de presión por unidad de longitud; y cuyo denominador representa las fuerzas de inercia, en donde A es el área de flujo.

Los subíndices i y j , representan al fluido y a la sección transversal, respectivamente.

La presión P , de cada interfase entre secciones k , viene dada en toda situación por la expresión:

$$P_k = P_{k+1} + \sum_{i=2}^k A \left(\frac{L_v}{A_j} \frac{dq}{dt} + \delta_j g H_v \right) + \sum_{i=2}^k L_v \frac{dP_j}{dL_v} \quad \dots(\text{III.11})$$

en donde las variables han sido previamente definidas.

Las ecuaciones (III.6, III.9, III.10 y III.11) son usadas cuando existe vacío en el sistema, y son resueltas numéricamente. Cuando no existe vacío, las ecuaciones (III.7, III.8 y III.11) son utilizadas, no siendo necesario método numérico alguno y calculando presiones secuencialmente.

CAPÍTULO IV

VARIACIÓN DE LA REOLOGÍA DE LOS FLUIDOS EN FUNCIÓN DE LA TEMPERATURA.

La estimación de la distribución de la temperatura a lo largo de la profundidad del pozo, es parte importante en los trabajos de perforación, terminación y producción. Un análisis de sensibilidad es necesario para determinar la importancia del efecto de la temperatura; sin embargo, se acepta que juega un papel trascendente en el comportamiento de los fluidos, y mas aún si se considera el efecto del tiempo, régimen transitorio.¹¹

La temperatura se sabe que afecta la reología del fluido de perforación, lavador, espaciador y lechada de cemento. Cualquier cambio en la reología puede modificar el régimen de flujo de cada fluido; como consecuencia, es de esperarse la variación en las pérdidas de presión por fricción.

Existen diferentes métodos para determinar la temperatura de circulación. El mas ampliamente usado es el propuesto por el Instituto Americano del Petróleo (API), basado en correlaciones derivadas de las mediciones hechas en diversos pozos. En este método la temperatura de circulación es fácil de calcular debido a que las correlaciones están basadas solamente en la profundidad y temperatura de fondo estática. Su desventaja es que en pozos altamente desviados u horizontales y costa afuera, no es aplicable.¹²

Otro método para determinar la temperatura de circulación, es la medición directa en el pozo, durante la circulación de fluidos; sin embargo, además de costoso y complicado por la instrumentación necesaria, se considera que la presencia de los instrumentos en la tubería puede causar interferencias a la operación normal.¹²

Debido a lo anteriormente expuesto, se recurre a los modelos de cómputo para predecir la distribución de temperatura a lo largo del pozo, siendo actualmente una herramienta necesaria para planear los trabajos de cementación.

La complejidad de la simulación de la distribución de temperatura, varía desde:

- Correlaciones empíricas.
- Modelos unidimensionales, en régimen permanente.
- Modelos unidimensionales, en régimen transitorio.
- Modelos bi o tridimensionales, en régimen permanente.
- Modelos bi o tridimensionales, en régimen transitorio.

Obviamente al ir aumentando el grado de complejidad, requieren de mas datos para ser ejecutados. Cuando no se dispone de estos, se recurre a modelos simplificados.

IV.1 Métodos de predicción del perfil de temperatura.

Varios trabajos han sido desarrollados para determinar la distribución de temperaturas, en los grados de complejidad ya enunciados. La descripción de algunos de ellos nos ayudará sin duda a discretizar su grado de aplicación y confiabilidad a las situaciones reales de campo.

IV.1.1. Correlaciones empíricas.

En general estas correlaciones son de fácil aplicación, y como tales su confiabilidad se limita a los rangos y frecuencia de las medidas tomadas para obtenerlas. Su ecuación constitutiva es de la forma:

$$T_d = f(T_{st}, H, GT) \quad (IV.1)$$

donde T_d es la temperatura de circulación de fondo, T_{st} temperatura de fondo estática, H es la profundidad y GT es el gradiente geotérmico.¹³

El método sugerido por API pertenece a esta categoría, lo que lo hace de fácil aplicación. Sin embargo, parámetros como la conductividad térmica, capacidad calorífica y difusividad térmica de los fluidos, tubería y la roca; que alteran la temperatura de fondo, no son tomados en cuenta.

IV.1.2. Modelos unidimensionales. (z,t)

Guillot¹² describe su simulador, como un programa *unidimensional, en estado transitorio* que calcula la temperatura de los fluidos en el pozo y en la formación alrededor del mismo, como función de la profundidad y del tiempo, (H,t).

La distribución de temperatura en el fluido fluyendo, es gobernada por la ecuación de energía:

$$\rho C_p \left(\frac{\partial T}{\partial t} + v \cdot \nabla T \right) = \nabla \cdot (k_T \nabla T) \quad \dots(IV.2)$$

donde C_p es la capacidad calorífica a presión constante, ∇T es el gradiente de temperatura y k_T la conductividad térmica.

Las condiciones de frontera para resolver este problema vienen dadas por:

- La temperatura del fluido en el fondo del revestimiento es igual a la temperatura del fluido en el fondo del espacio anular.
- La temperatura de formación es igual a la temperatura correspondiente al gradiente geotérmico.

- La temperatura en la parte superior del revestimiento, es la superficial.

Las ecuaciones diferenciales resultantes son resueltas numéricamente por medio del método de transformada de Laplace, volviendo al espacio real utilizando el algoritmo propuesto por H. Stehfest.¹²

Bittleston¹³ menciona que todos los modelos unidimensionales, no consideran el efecto que el ritmo de flujo tiene sobre la transferencia de calor, debido a que esta varía a medida que el régimen de flujo pasa de laminar a turbulento o viceversa.

IV.1.3. Modelos bidimensionales. (z, r, t)

Este tipo de modelos consideran que durante la circulación de fluidos, existe transferencia de calor entre la formación y los fluidos en el espacio anular, y a su vez intercambio entre los fluidos fuera y dentro del revestimiento, ocurriendo todo esto en la dirección radial. Cuando los fluidos están sin movimiento, obviamente también se considera la transferencia de calor.

En particular el modelo propuesto por Bittleston,¹³ es un simulador que calcula la transferencia de calor dinámicamente, en la interfase entre la formación y los fluidos dentro del pozo. Es un esquema dependiente del tiempo, en donde adicionalmente la reología de los fluidos depende de la presión y la temperatura.

La implementación de este modelo también muestra que los coeficientes de transferencia de calor para cada interfase sólido - fluido, son independientes entre sí, y función del tiempo y la posición. Con lo que difieren significativamente de los coeficientes considerados constantes en los estudios tradicionales de flujo en tuberías.

La ecuación que gobierna el modelo es igualmente la ecuación de energía:

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot (k_T \nabla T) \quad \dots(\text{IV.3})$$

Solo que en este caso se considera tanto la coordenada axial como la radial, para un sistema de coordenadas cilíndricas.

Finalmente Bittleston concluye en su trabajo, que el simulador es capaz de describir la transferencia de calor en la interfase fluido del pozo - formación, haciendo posible incluir los efectos de alta presión y alta temperatura; así como, la influencia de la historia de la perforación sobre la distribución de temperatura en la formación. También concluye, que la determinación de los coeficientes de transferencia de calor es muy importante, ya que al considerarlos constantes pueden acarrear errores significativos.

IV.2 Cálculo de la distribución de la temperatura.

Para incorporar el efecto de la temperatura en el simulador, se consideró por su simplicidad un modelo unidimensional $T = f(z)$, tomando la distribución de temperatura en forma lineal a lo largo del pozo, considerando la temperatura superficial T_s , en la cabeza del pozo, la temperatura de circulación en el fondo T_{cf} , y en la descarga una temperatura ligeramente mayor a la superficial.

Se considera el problema en régimen permanente; es decir, independiente del tiempo, lo que simplifica el problema.

La factibilidad de implementar un modelo unidimensional $T = f(z,t)$, e incluso la de un modelo bidimensional $T = f(z,r,t)$, ambos dependientes del tiempo, para predecir la distribución de la temperatura de circulación durante operaciones de cementación, debiera ser tomada en cuenta para enriquecer en el futuro este trabajo.

Lo anterior, con el propósito de definir si el efecto del tiempo "t" y el fenómeno de transferencia de calor en la interfase, *formación expuesta - columna de fluidos fluyendo en el espacio anular*, (dirección "r"), afectan sensiblemente al perfil de la temperatura de circulación en el pozo.

IV.3 Correlación reológica en función de la temperatura.

El trabajo publicado por Ravi y Sutton ¹⁴, presenta una nueva correlación para predecir la variación de la reología de lechadas de cemento en función de la temperatura, utilizando para ello el modelo de plásticos de Bingham; es decir, la variación de la viscosidad plástica μ_p y del punto de cedencia τ_y . Se basa en estudios de laboratorio efectuados con un viscosímetro, especialmente construido para medir los efectos de la presión y la temperatura, habiendo realizado pruebas hasta temperaturas de 330 °F; valor superior al límite establecido por las correlaciones de la API, de 180 °F.

Es generalmente aceptado que tanto la viscosidad plástica como el punto de cedencia decrecen al aumentar la temperatura, pudiendo ser correlacionado este comportamiento con una ecuación de la forma:

$$\mu_p = a + bT + cT^2 \quad \dots(\text{IV.4})$$

donde a, b y c, son constantes de la correlación.

Los autores encontraron en su estudio, que el decremento de la magnitud de las propiedades reológicas es finito. Determinaron que existe una temperatura, a la que llamaron *temperatura de equilibrio* T_e , a partir de la cual las propiedades reológicas de los fluidos permanecen constantes, esta temperatura es diferente para la viscosidad plástica y para el punto de cedencia; así como, para cada fluido en particular. Su magnitud se calcula para la viscosidad plástica con la ecuación (IV.7), y para el punto de cedencia con la ecuación (IV.11).

La correlación para la viscosidad plástica es la siguiente:

$$a(\mu_p) = 420 + 12(\mu_p)_{wF} \quad \dots(\text{IV.5})$$

$$b(\mu_p) = -0.1 - 0.3(\mu_p)_{wF} \quad \dots(\text{IV.6})$$

$$Tc_{(\mu_p)} = -b + 2bc = -b + 0.0065 \quad \dots(\text{IV.7})$$

$$\mu_p = a + bT + 0.00325T^2 \quad \dots(\text{IV.8})$$

donde $c = 0.00325$.

Para el punto de cedencia, la correlación es la siguiente:

$$a(\tau_p) = 200 + 1.2(\tau_p)_{wF} \quad \dots(\text{IV.9})$$

$$b(\tau_p) = -1.9 - 0.2(\tau_p)_{wF} \quad \dots(\text{IV.10})$$

$$Tc_{(\tau_p)} = -b + 2c = -b + 0.004 \quad \dots(\text{IV.11})$$

$$\tau_p = a + bT + 0.002T^2 \quad \dots(\text{IV.12})$$

donde $c = 0.002$.

CAPÍTULO V

IMPLEMENTACIÓN DEL MODELO.

La simulación requirió de un desarrollo integral, resolviendo el problema en dos partes. La primera que considera los fenómenos que ocurren en estado de régimen permanente, y la otra que considera los fenómenos transitorios, caída libre.

Las principales consideraciones para desarrollar el simulador, fueron esencialmente las mismas que en los modelos de simulación presentados en el tema III.2; es decir, los fluidos son incompresibles e inmiscibles, y las paredes del pozo son rígidas e impermeables; por lo tanto, no permiten intercambio entre las paredes del pozo y los fluidos bombeados. Los efectos incorporados en el simulador, se detallan en el siguiente apartado.

V.1 Efectos considerados.

El simulador de cementación fue desarrollado de tal forma que consideró el efecto de diferentes factores, los cuales se enumeran a continuación:

- a) Diversidad del tipo de fluidos manejados.**
- b) Geometría variable del pozo.**
- c) Desviación con respecto a la vertical.**
- d) Gasto variable en una sola corrida.**
- e) Variación de la reología de fluidos debido a la temperatura.**
- f) Pérdidas de presión por fricción, cuantificadas de acuerdo a la variación de la reología de los fluidos.**
- f) Columna de fluidos cayendo libremente.**

En el aspecto de diversidad de fluidos, se consideró el manejo de hasta siete fluidos con propiedades físicas y reológicas distintas, siendo estos fluidos en orden de aplicación los siguientes: lodo de perforación, lavador, espaciador, dos diferentes lechadas de cemento, desplazante, y cuando la caída libre sucede, tomó en cuenta el vacío generado entre la cabeza del pozo y la columna de fluidos cayendo libremente.

La densidad de cada fluido se consideró en el modelo; así como, las propiedades reológicas. Para fluidos newtonianos, fluidos lavadores, la viscosidad absoluta del fluido μ fue introducida, mientras que para los no - newtonianos se dio un manejo a sus propiedades reológicas, de tal forma que se pudieron recuperar las lecturas del viscosímetro, independientemente del modelo reológico con el que previamente fueron caracterizados³.

Esto se logró con el conjunto de ecuaciones (V.1 a V.4)³, que a continuación se ilustran y de acuerdo a cada caso particular.

Si el fluido fue caracterizado de acuerdo al modelo de Plásticos de Bingham, entonces:

$$\mu_p = \theta_{600} - \theta_{300} \quad (V.1)$$

$$\tau_y = \theta_{300} - \mu_p \quad (V.2)$$

Si el fluido fue caracterizado por el modelo de Ley de Potencias, entonces:

$$n = 3.32 \log \left(\frac{\theta_{600}}{\theta_{300}} \right) \quad (V.3)$$

$$k = \frac{\theta_{300}}{511^n} \quad (V.4)$$

donde θ_{600} y θ_{300} son las lecturas del viscosímetro Fann. El resto de las variables ya han sido definidas previamente.

El manejo que se dio respecto a la geometría del pozo, estado mecánico, consistió en una simplificación del problema para hacerlo manejable; es decir, del total de secciones de agujero proporcionados al modelo, este consideró un "promedio ponderado" D_H , valor que se ajusta un poco más fielmente a lo real, que un promedio aritmético convencional. Esto significa lo siguiente; si por ejemplo:

- H profundidad de asentamiento de tubería
- N_{SA} número de secciones de agujero de diferente calibre
- D_{Hj} diámetro de cada sección de agujero
- H_j longitud de cada sección de agujero

entonces:

$$D_H = \frac{\sum_{j=1}^{N_{SA}} (D_{Hj} \cdot H_j)}{H} \quad (V.5)$$

Esta misma consideración se tomó cuando en el programa se introdujeron datos de desviación del agujero. Se calculó un "ángulo de desviación promedio ponderado", α' , utilizando el mismo concepto que el establecido en la ecuación (V.5); es decir:

$$\alpha' = \frac{\sum_{j=1}^{N_{sd}} (\alpha_j \cdot H_j)}{H} \quad (V.6)$$

donde α_j es el ángulo de desviación de la sección, N_{sd} es el número de secciones desviadas de agujero, el cual puede ser definido particularmente para las condiciones específicas del pozo.

Por otra parte, el programa tiene la posibilidad de variar el gasto de bombeo en superficie q_0 , durante una misma corrida, esta variación está limitada a solo ciertas etapas del trabajo:

- 1) Cuando inicia el desplazamiento.
- 2) Pocos barriles antes de finalizar el trabajo.

Las razones por lo que se limitó esta variación a solo dos etapas de tiempo, fueron las siguientes:

1) Se consideró que durante un trabajo de cementación, la lechada de cemento está limitada a ser bombeada a un gasto preestablecido, esto debido a las condiciones que el mismo equipo de mezcla y bombeo ofrecen, y es posteriormente durante el desplazamiento, cuando la variación del gasto puede ser necesaria.

2) También se tomó en cuenta que cerca del final del desplazamiento, es necesario reducir el gasto de bombeo para evitar un brusco incremento de presión dentro de la tubería, debido al súbito acoplamiento de los tapones de desplazamiento.

V.2 Fenómenos en Estado Permanente.

La reología de los fluidos se modificó debido al efecto de la temperatura, considerando un modelo unidimensional en estado permanente, independiente del tiempo, para predecir el perfil de temperatura a lo largo del pozo; tal como se mencionó en el tema IV.2. La temperatura se calculó a cada instante de tiempo en el punto medio de la posición de cada fluido, mediante interpolaciones del tipo lineal.

Una vez caracterizado el fluido como un plástico de Bingham; es decir, obtenidos los valores de viscosidad plástica y punto de cedencia a temperatura superficial, se recurrió a la correlación presentada en el tema IV.3; ecuaciones

(IV.5 a IV.8) para μ , y ecuaciones (IV.9 a IV.12) para τ , para modificar estas propiedades a condiciones de temperatura de circulación T_c .

Debido a que a cada instante de tiempo la posición de los fluidos cambia en el sistema, las propiedades reológicas de los mismos cambian por efecto del cambio en temperatura. Por lo tanto, el cálculo de las *pérdidas de presión por fricción* se hizo tomando las propiedades de los fluidos a temperatura de circulación. Para calcularlas se utilizó el nuevo algoritmo propuesto en el capítulo II, temas II.3 y II.4 de este mismo trabajo.

La sinergia de todos los efectos enumerados, proporcionó una serie de parámetros de interés, logrados una vez que el simulador se programó para trabajar en intervalos de tiempo Δt pequeños, y aplicando la *ecuación de continuidad*, que en notación vectorial se expresa como ecuación (V.7), la cual tiene como principio elemental, las *leyes de conservación de materia*.²

$$\frac{d\phi}{dt} = -(\nabla \cdot \rho v) \quad (V.7)$$

donde el término $(\nabla \cdot \rho v)$ se le denomina divergencia de ρv .

Secuencialmente se calculó la posición que cada fluido tomó en el sistema, de acuerdo a dicha posición se cuantificó la presión hidrostática de los fluidos presentes en el mismo, utilizando las ecuaciones (III.2 y III.3). La presión superficial P_s , se calculó como:

$$P_s = (P_{TM}) - (P_{HC}) + (P_{PA}) + (P_{PC}) \quad (V.8)$$

La "densidad de circulación equivalente" en el fondo del pozo ECD, se obtuvo de acuerdo a la siguiente expresión:

$$ECD = \frac{P_{HA} + P_{FA}}{H} \quad (V.9)$$

donde P_{HA} es la presión hidrostática en el espacio anular, y P_{FA} son las pérdidas de presión por fricción, también en el espacio anular.

V.3 Fenómenos en Estado Transitorio.

Debido a que en la gran mayoría de trabajos de cementación primaria, la diferencia de densidad entre lodo en el pozo y lechada de cemento es grande, se pueden presentar fenómenos de carácter transitorio, conocidos como "caída libre".

La simulación de este fenómeno fue basada en la segunda ecuación de variación, conocida como *ecuación de movimiento*,² que en notación vectorial se expresa como:

$$\frac{\partial}{\partial t} \rho v = -[\nabla \cdot \rho v v] - \nabla p - [\nabla \cdot \tau] + \rho g \quad (V.10)$$

en donde:

- $\frac{\partial}{\partial t} \rho v$ = velocidad de aumento de cantidad de movimiento por unidad de volumen
- $[\nabla \cdot \rho v v]$ = velocidad de ganancia de cantidad de movimiento por convección, por unidad de volumen.
- ∇p = fuerza de presión que actúa sobre el elemento por unidad de volumen.
- $[\nabla \cdot \tau]$ = velocidad de ganancia de cantidad de movimiento por transporte viscoso, por unidad de volumen.

ρg = fuerza de gravitación que actúa sobre el elemento por unidad de volumen.

El inicio del fenómeno se detectó cuando la presión de bombeo en superficie P_s , fue igual a cero; tomando este instante como el tiempo cero, $t = 0$. Entonces la ecuación (V.8) se simplifica ya que se iguala a cero, convirtiéndose en la ecuación (III.1); la cual fue aplicada y resuelta numéricamente por el método de Bisección, para encontrar las raíces de la ecuación. De acuerdo a lo anterior fue posible conocer la altura de la zona discontinua h_v , para el tiempo actual t .

Posteriormente, para cualquier tiempo t_n , siendo la *condición de frontera imperante durante toda la caída libre: $P_s = 0$* . Entonces, tomando como referencia el evento sucedido en el tiempo t_{n-1} , la ecuación (III.1) fue válida y aplicada para resolver el esquema y conocer las raíces de la ecuación en todo instante de tiempo t_n .

El final del fenómeno de caída libre se detectó de acuerdo al valor de la altura de la zona discontinua h_v ; es decir cuando esta tomó el valor de cero.

Para calcular la variación del gasto de retorno, dq/dt , en todo instante de tiempo se aplicó la ecuación de movimiento, ecuación (V.10), que expresada en esta forma, establece la aceleración que un elemento de fluido experimenta por efecto de las fuerzas que actúan sobre él ². En otras palabras es una expresión de la Ecuación de Momentum, o Segunda Ley de Movimiento de Newton.

La figura V.1 muestra el diagrama de pozo utilizado para desarrollar el modelo, en donde se considera el ángulo de desviación de la vertical. Caso particular del modelo, es un pozo vertical en donde α' es igual a cero.

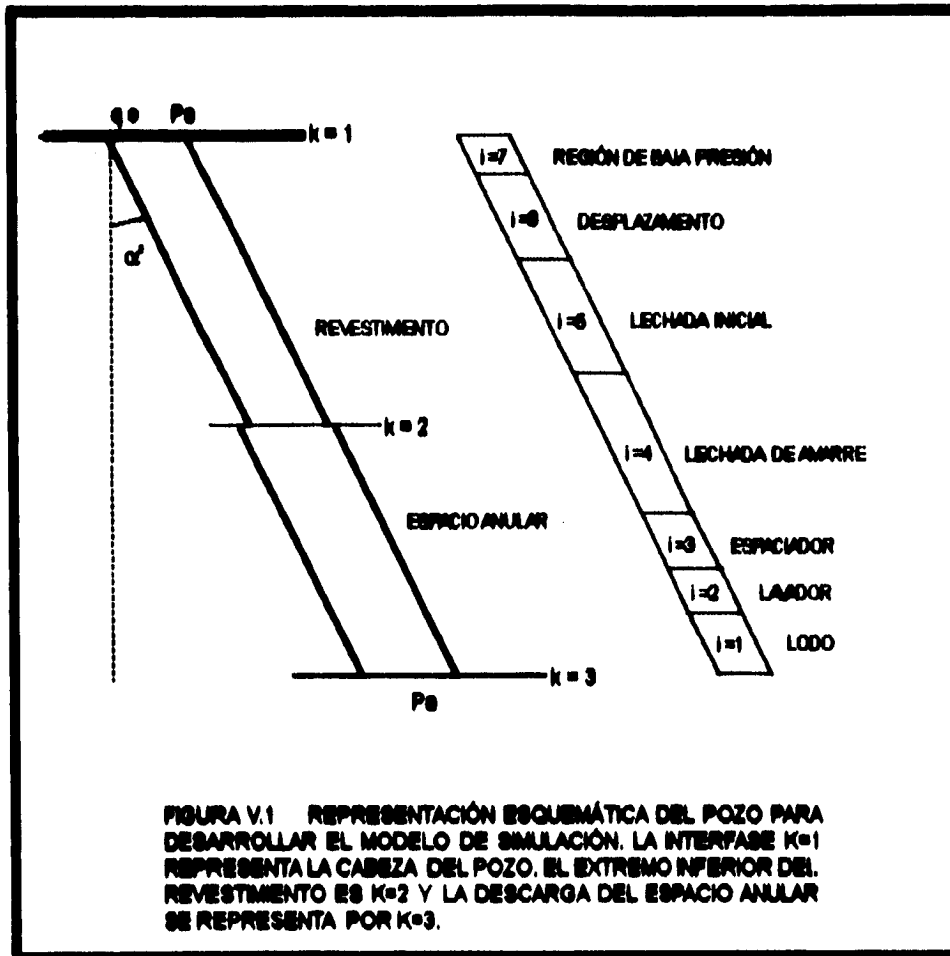


FIGURA V.1 REPRESENTACIÓN ESQUEMÁTICA DEL POZO PARA DESARROLLAR EL MODELO DE SIMULACIÓN. LA INTERFASE $k=1$ REPRESENTA LA CABEZA DEL POZO. EL EXTREMO INFERIOR DEL REVESTIMIENTO ES $k=2$ Y LA DESCARGA DEL ESPACIO ANULAR SE REPRESENTA POR $k=3$.

CAPÍTULO VI

VALIDACIÓN Y DISCUSIÓN DE RESULTADOS.

Para mostrar la capacidad del simulador, tres casos diferentes son descritos a continuación. En donde se manejan fluidos con propiedades distintas y pozos de geometría variada. En todos los casos se utilizan dos lechadas distintas, la ligera o frontal, y la pesada o de amarre. Diferentes fluidos son utilizados como frentes.

VI.1 Análisis de la simulación a gasto constante, caso 1.

La tabla VI.1 describe la situación simulada para el caso 1, considerando un gasto de bombeo en superficie constante, $q_0 = 12$ bpm. La figura VI.1, nos muestra los resultados obtenidos. En este caso el simulador predice inicialmente un incremento en la presión superficial, debido al bombeo de un fluido de menor densidad (agua) que el existente en el pozo, al tiempo $t = 2$ min (24.87 bl), la presión comienza a disminuir por el bombeo de lechada inicial hasta el tiempo $t = 29$ min (después de 351.27 bl incluyendo 326.4 bl de lechada); en donde la pendiente de la declinación de la presión se acentúa debido al inicio del bombeo de la lechada de amarre. El simulador predice la entrada al periodo de caída libre cuando $t = 30.46$ min (365.52 bl bombeados totales), y permanece en caída libre hasta el tiempo $t = 47.7$ min (572.4 bl). En este punto 117.22 bl de lodo del desplazamiento han sido bombeados y se observa que la presión desde este punto hasta el final de la cementación se incrementa. El cambio de pendiente detectado en $t = 59.3$ min, se debe al punto donde la lechada de amarre comienza a salir hacia el espacio anular, a través de la zapata, mientras que el cambio de pendiente detectado en $t = 64.7$ min, se debe a que en la descarga del pozo, el bache inicial de agua tratada salió a superficie, por lo que se incrementa la presión hidrostática en el espacio anular.

La figura VI.2 nos muestra la presión calculada en cada instante de tiempo en el fondo del pozo, expresada como densidad de circulación equivalente. Inicialmente se puede observar que permanece constante mientras en el anular solo existe lodo de perforación. Cuando los fluidos bombeados invaden el espacio anular, el comportamiento varía. Al tiempo $t = 29.82$ min (358.88 bl), el bache de agua bombeado interrumpe en el espacio anular, por lo que la presión hidrostática disminuye, hasta el tiempo $t = 31.9$ min (382.75 bl), cuando la lechada inicial comienza a salir también. El incremento es gradual hasta el tiempo $t = 59.3$ min (711.6 bl), punto en donde la lechada de amarre comienza a dar vuelta a través de la zapata, y ejerce una mayor presión; por lo que la pendiente se incrementa. Igualmente, en $t = 64.7$ min (776.4 bl), se observa otro cambio de pendiente debido a la salida del bache de agua en la descarga del pozo.

Es en esta etapa final de la operación, donde se puede llegar a rebasar la presión de fractura de la formación, que para este caso corresponde a 15.3 lb/gal. Como se puede observar, el simulador predice que existe un margen diferencial, entre la presión ejercida por la columna de fluidos en el fondo, y la presión de fractura. Por lo que no existe riesgo de pérdida de circulación.

La figura VI.3 nos predice el ritmo de caída libre de los fluidos (gasto de retorno), precisamente durante el periodo señalado en la figura VI.1. Se observa que el ritmo de retorno de los fluidos difiere del gasto de bombeo superficial. Analizando este comportamiento, se aprecia que la etapa de aceleración (incremento), coincide con el tiempo cuando el bache de agua tratada (24.87 bl) da vuelta en la zapata. Inmediatamente que la lechada de cemento comienza a dar la vuelta por la zapata, aparece el periodo de desaceleración (decremento). Permanece constante mientras lechada de cemento continúa dando vuelta en la zapata. La desaceleración final coincide con el punto donde la etapa de desplazamiento inicia (después de 455.18 bl en $t = 37.9$ min). Es precisamente en esta etapa, cuando el ritmo de retorno cae debajo del ritmo de bombeo, y debe vigilarse que la eficiencia del desplazamiento en el espacio anular, no se vea afectada.

VI.2 Comparación de resultados con otros modelos, caso 1.

Comparaciones de los resultados del modelo con los de otros se realizaron para validarlo. La figura VI.4, ilustra la comparación en el perfil de la presión superficial calculada con el modelo propuesto, contra los modelos propuestos por las compañías Maurer y Amoco, y con el propósito de no superponer demasiadas curvas, la misma comparación del modelo contra los resultados de las compañías Dowell y Halliburton, se hace en la figura VI.5.

Se observa que en general todos los modelos tienen la misma tendencia, siendo lo más relevante que todos predicen aproximadamente el mismo tiempo de iniciación del periodo de caída libre; sin embargo, difieren en la estimación de la duración del mismo, y particularmente el modelo propuesto (Ps Modelo), defasa el final del evento; es decir, estima una mayor duración del fenómeno de caída libre, similar al rango estimado por el de la compañía Halliburton. Se observa también que una vez que predicen la salida del periodo de caída libre, la presión superficial estimada también difiere modelo a modelo. El propuesto calcula valores de presión superficial en general menores a los demás, aún cuando según con los resultados mostrados en la tabla II.2 del capítulo II, calcula gradientes de presión mayores que con las ecuaciones convencionales, que estos modelos ocupan.

Comparación similar se hizo con la densidad de circulación equivalente en el fondo del pozo, tal como se ilustra en las figuras VI.6 y VI.7, en donde es evidente que una vez que el fenómeno de caída libre se detecta, (aproximadamente en $t = 31$ min), las predicciones de cada uno de los simuladores es distinta, aunque apegada a una sola tendencia. Lo más relevante es que al final de la operación, los modelos de las cías. Maurer y Dowell, predicen que de acuerdo al valor límite (15.3 lb/gal), la formación se fractura. Mientras que el modelo propuesto, así como los de las compañías Amoco y Halliburton, dicen lo contrario.

Finalmente para este caso 1, se presenta la comparación de los resultados de la variación del gasto de retorno, las figuras VI.8 y VI.9 nos muestran estas comparaciones. Se puede remarcar lo siguiente: el inicio del periodo de caída libre

es prácticamente el mismo en todos los modelos, todos ellos estiman diferente la duración del evento, siendo el modelo propuesto junto con el de Halliburton, el que mas defasa su final. Igualmente se puede observar que la simulación del modelo propuesto, conserva una tendencia media en los valores de los parámetros analizados con respecto al comportamiento de los otros modelos.

VI.3 Discusión de resultados y comparación con otros modelos, caso 2.

Una segunda situación fue simulada, caso 2, a un gasto de bombeo $q_0 = 10$ bpm, la condición geométrica del pozo es la misma que la del caso anterior, modificando las características de los fluidos bombeados y sus volúmenes; la tabla VI.2 nos describe sus propiedades de éstos.

La figura VI.10 ilustra la comparación hecha de los resultados obtenidos con el modelo, contra los obtenidos con simuladores de las cías. anotadas. Se confirman las observaciones respecto a las figuras VI.4 y VI.5, en cuanto al inicio y duración estimada del período de caída libre. Los cambios observados en las pendientes del comportamiento, obedecen también a eventos similares a los descritos a partir de la figura VI.1; por ejemplo, bombeo de baches iniciales, lechadas de cemento de características distintas, e instante cuando la lechada de amarre da vuelta hacia el espacio anular a través de la zapata, una vez que el período de caída libre ha concluido.

Para este mismo caso 2, se construyó la figura VI.11, que muestra el comportamiento comparativo del ritmo de retorno de los fluidos. El comportamiento estimado tiene la misma tendencia para todos, aunque se observan diferencias entre las magnitudes, y puede enfatizarse la tendencia promedio o central que el simulador propuesto arroja, respecto a los otros. Se observa una vez mas, que el ritmo de retorno de los fluidos durante la caída libre, difiere del gasto de bombeo superficial.

Analizando el comportamiento de la curva obtenida con el modelo propuesto, (R Modelo), en esta misma figura VI.11, la etapa de aceleración, coincide cuando el bache de agua tratada (50 bl) da vuelta en la zapata. Inmediatamente que lechada de cemento comienza a dar la vuelta por la zapata, aparece el período de desaceleración, y permanece constante mientras lechada de cemento continúa dando vuelta. Nuevamente comienza la desaceleración, y coincide con el punto donde la etapa de desplazamiento inicia (en 480 bl; $t = 48$ min). El cambio a una desaceleración mayor (en $t = 62$ min), obedece al tiempo en que la lechada pesada comienza a dar vuelta hacia el espacio anular.

Para este caso, también se obtuvo la densidad de circulación equivalente ejercida en el fondo del pozo a lo largo del trabajo, la figura VI.12 es una comparación nuevamente de los resultados obtenidos, contra los de las compañías anotadas. Lo más relevante es anotar que la simulación hecha por las cías. Maurer y Dowell, predice que cerca del final de la operación, la formación se fractura, ya que rebasa el límite establecido (15.3 lb/gal). Mientras el modelo propuesto; así como el de la cía Halliburton, aún presentan un cierto margen diferencial de seguridad.

VI.4 Análisis de los resultados de la simulación de la caída libre, caso 3.

Un tercer caso, el caso 3, es simulado de acuerdo a las condiciones descritas en la tabla VI.3; en donde un pozo de geometría distinta es considerado, realizando el trabajo a un gasto $q_0 = 5$ bpm. La simulación corresponde al trabajo de cementación de una tubería de revestimiento de 9 5/8 pg, en el pozo Chumiapan 1-A, del distrito de explotación Agua Dulce en el estado de Veracruz. Dos lechadas distintas son consideradas, y se adiciona como preflujo, un bache de fluido espaciador entre el agua tratada y la lechada inicial. Los parámetros obtenidos después de la simulación, son los mismos que en los casos anteriores; por ejemplo: perfil de presión superficial, densidad de circulación en el fondo. Su análisis sería repetitivo, por lo que del resultado de la simulación solo se presenta lo más relevante.

La figura VI.13, ilustra el comportamiento del ritmo del retorno de fluidos simulado con el modelo propuesto, y su comparación con los resultados del simulador de la compañía Maurer. El período de caída libre señalado, es analizado.

Inicialmente en la etapa señalada "a", la caída libre inicia al tiempo ($t = 66$ min después de 330 bl bombeados), cuando 24.3 bl de lechada de amarre han sido bombeados, lo que origina la aceleración. Permanece prácticamente constante hasta $t = 80.76$ min (403.8 bl), mientras la lechada de amarre continúa siendo bombeada. El desplazamiento inicia, y casi instantáneamente ocurre una desaceleración, debido a la menor densidad del fluido de desplazamiento con respecto a la lechada de amarre. Desde este instante hasta el tiempo $t = 175$ min, el ritmo de retorno permanece constante, coincidentemente con el ritmo de bombeo superficial, debido a que la columna de fluidos bombeada, se está moviendo dentro del revestimiento.

Es precisamente en el instante $t = 175$ min, donde se inicia la etapa señalada "b", que refleja el efecto de la llegada de los diferentes fluidos a la zapata y su salida hacia el espacio anular. La instantánea aceleración, se debe a la salida del bache de agua hacia el espacio anular, para posteriormente a partir de $t = 180$ min, presentar desaceleración franca en tres niveles. El primero, por el espaciador, cuyo efecto es imperceptible en la figura. El segundo causado por la lechada inicial, entre $t > 180$ y $t = 187.5$ min. Finalmente el tercer nivel de desaceleración, provocado por la salida hacia el espacio anular de la lechada de amarre, comprendida entre los tiempos $t > 187.5$ y $t = 223$ min. El punto que separa los niveles de desaceleración segundo y tercero, es apenas observable en la figura.

Para comprender un poco más el comportamiento de los fluidos durante el fenómeno de caída libre, se construyó la figura VI.14, la cual nos muestra cuantitativamente, un perfil de la altura de la zona discontinua generada en la cabeza del pozo, (zona de baja presión), mientras el fenómeno sucede. La variación de esta altura a cualquier instante de tiempo t_n , según se observa, obedece fielmente al comportamiento del ritmo de retorno mostrado en la figura anterior (fig. VI.13), en cada una de sus etapas. Lo anterior debido a que el cálculo de esta altura, es

fundamento esencial para la estimación del ritmo de retorno durante la caída libre. La comparación con lo calculado por la cía Maurer, se observa también en la figura.

La figura VI.15 se obtuvo de una simulación a gasto variable, de la misma situación descrita en la tabla VI.3. Ilustra el comportamiento de la presión superficial, con su período de caída libre. Adicionalmente, se muestra el perfil de las pérdidas de presión por fricción calculadas, según el Capítulo II de esta tesis, tomando en cuenta para ello el efecto de la temperatura según se contempló en el Capítulo IV también de esta tesis. Lo más relevante, es destacar los efectos del cambio del gasto de bombeo sobre las pérdidas de presión por fricción, efectos indicados en la figura en las áreas circuladas. El efecto de la **disminución de gasto de bombeo cerca del final de desplazamiento, adicionalmente a que previene el súbito acoplamiento de los tapones, con su incremento de presión resultante, puede incluso ayudar a evitar problemas de pérdida de circulación; ya que según se observó previamente, (figuras VI.6, VI.7 y VI.12), esta etapa es crítica cuando el límite de presión de fractura puede ser alcanzado.**

La figura VI.16 ilustra el gasto superficial de bombeo empleado para esta simulación a gasto variable. Para el bombeo de baches previos y lechadas de cemento, 5 bpm fueron considerados, al iniciar el desplazamiento inmediatamente se aumentó el gasto a 8 bpm, y como anteriormente se dijo, previo a terminar el desplazamiento, el gasto se redujo a 3 bpm.

TABLA VI.1 CONFIGURACIÓN DEL POZO Y PROPIEDADES DE LOS FLUIDOS PARA EL CASO 1 (9)

FLUIDOS	DENSIDAD (LB/GAL)	VOLUMEN (BL)	VISC. NEWTON (cp)	VISC. APARENTE (cp eq)	CEDENCIA (LB/100PIE ²)
LODO	12,00	788,18		28,00	7,00
AGUA TRATADA	8,33	24,87	1,00		
LECHADA INICIAL	13,00	326,40		80,00	17,00
LECHADA AMARRE	16,02	103,91		144,00	23,00
DESPLAZAMIENTO	12,00	357,88		28,00	7,00

SECCIONES DEL REVESTIMIENTO					
DE	A	LONGITUD (PIES)	D. INTERNO (PG)	D. EXTERNO (PG)	
10000	1000	9000	6,09	7,00	
1000	0	1000	6,09	7,00	

SECCIONES ANULARES					
DE	A	LONGITUD (PIES)	D. AGUJERO (PG)	D.E CASING (PG)	DESVIACION (GRADOS)
10000	9000	1000	9,00	7,00	10,00
9000	6000	3000	11,00	7,00	10,00
6000	1000	5000	9,00	7,00	10,00
1000	0	1000	8,50	7,00	0,00

PROFUNDIDAD DE ASENTAMIENTO DEL CASING A:	10 000 PIES
COPEL FLOTADOR A.	9 920 PIES

TABLA VI.2 PROPIEDADES DE LOS FLUIDOS. CASO 2 (9)

FLUIDOS	DENSIDAD (LB/GAL)	VOLUMEN (BL)	VISC. NEWTON (cp)	VISC. APARENTE (cp eq)	CEDENCIA (LB/100PIE ²)
LODO	12,00	788,00		28,00	7,00
AGUA TRATADA	8,33	50,00	1,00		
LECHADA INICIAL	12,50	250,00		80,00	17,00
LECHADA AMARRE	16,00	180,00		144,00	23,00
DESPLAZAMIENTO	12,00	357,80		28,00	7,00

LA CONFIGURACIÓN DEL POZO ES LA MISMA QUE PARA EL CASO 1

TABLA VI.3 CONFIGURACIÓN DEL POZO Y PROPIEDADES
DE LOS FLUIDOS PARA EL CASO 3 (9)

FLUIDOS	DENSIDAD (LB/GAL)	VOLUMEN (BL)
LODO	11,00	268,00
AGUA TRATADA	8,33	63,00
ESPACIADOR	12,00	37,70
LECHADA INICIAL	13,00	205,00
LECHADA AMARRE	16,00	98,10
DESPLAZAMIENTO	11,00	901,60

SECCIONES DEL REVESTIMIENTO

DE	A	LONGITUD (PIES)	D. INTERNO (PG)	D. EXTERNO (PG)
12 346	0	12 346	8,68	9,625

SECCIONES ANULARES

DE	A	LONGITUD (PIES)	D. AGUJERO (PG)	D.E CASING (PG)	DESVIACION (GRADOS)
12 346	11 188	1158	11,44	9,625	10,50
11 188	9 896	1292	12,04	9,625	8,65
9 896	8 711	1185	11,90	9,625	6,60
8 711	7 183	1528	12,33	9,625	4,00

ULTIMO REVESTIMIENTO A 7 183 PIES: TR 13 3/8" DI= 12,27 PG
 PROFUNDIDAD DE ASENTAMIENTO DEL CASING A: 12 346 PIES
 COPLER FLOTADOR A: 12 280 PIES

FLUIDOS	INDICE n (ADIM)	INDICE K (LB*Sn/FT2)	VISC.NEWTON (cp)	VISC.APARENTE (cp eq)	CEDENCIA (LB/100PIE2)
LODO				25,60	7,69
AGUA TRATADA			5,00		
ESPACIADOR	0,356	0,068			
LECHADA INICIAL				82,80	17,73
LECHADA AMARRE				144,60	23,76
DESPLAZAMIENTO				25,60	7,69

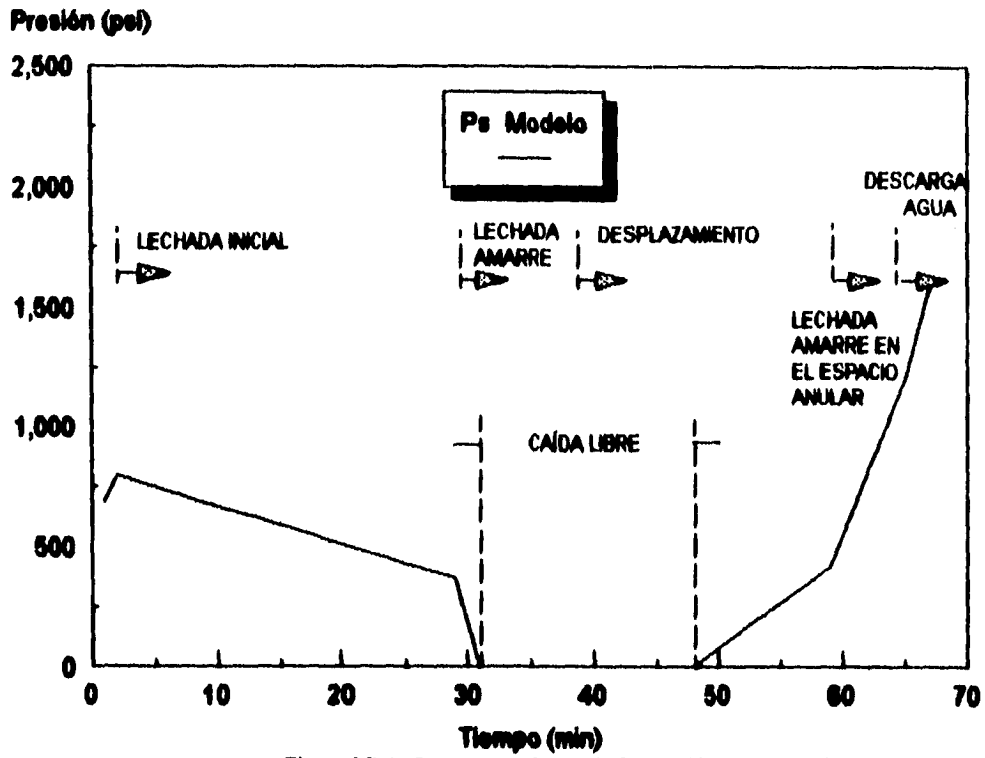


Figura VI.1 Comportamiento de la presión superficial de bombes .vs. tiempo. Caso 1.

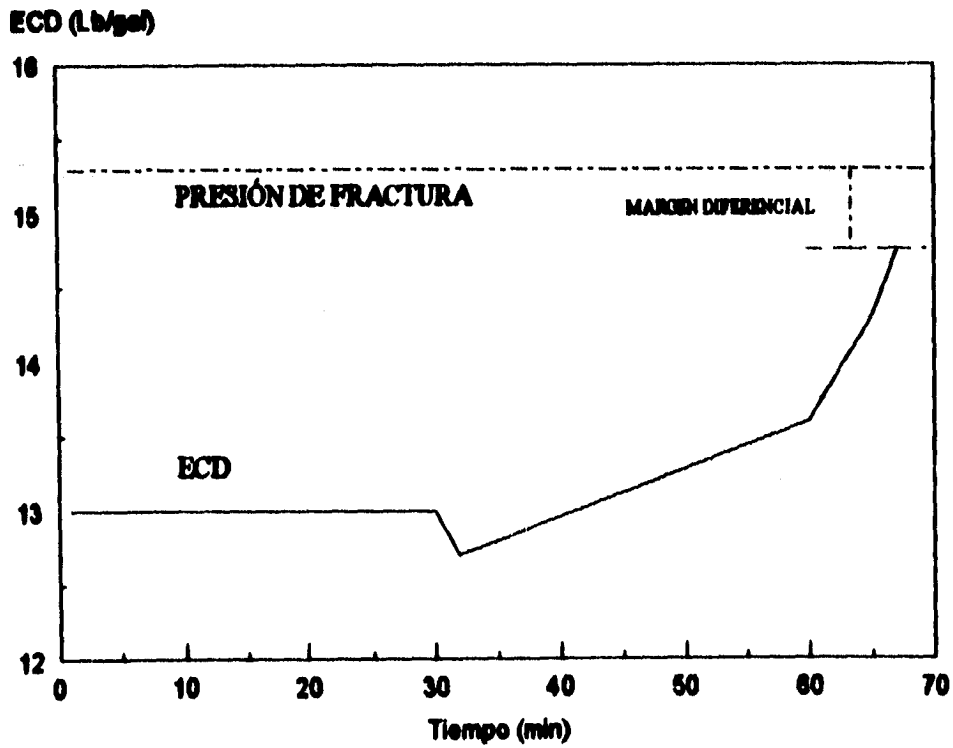


Figura VI.2 Densidad de circulación equivalente en el fondo del pozo ECD .vs. tiempo de bombeo. Caso 1.

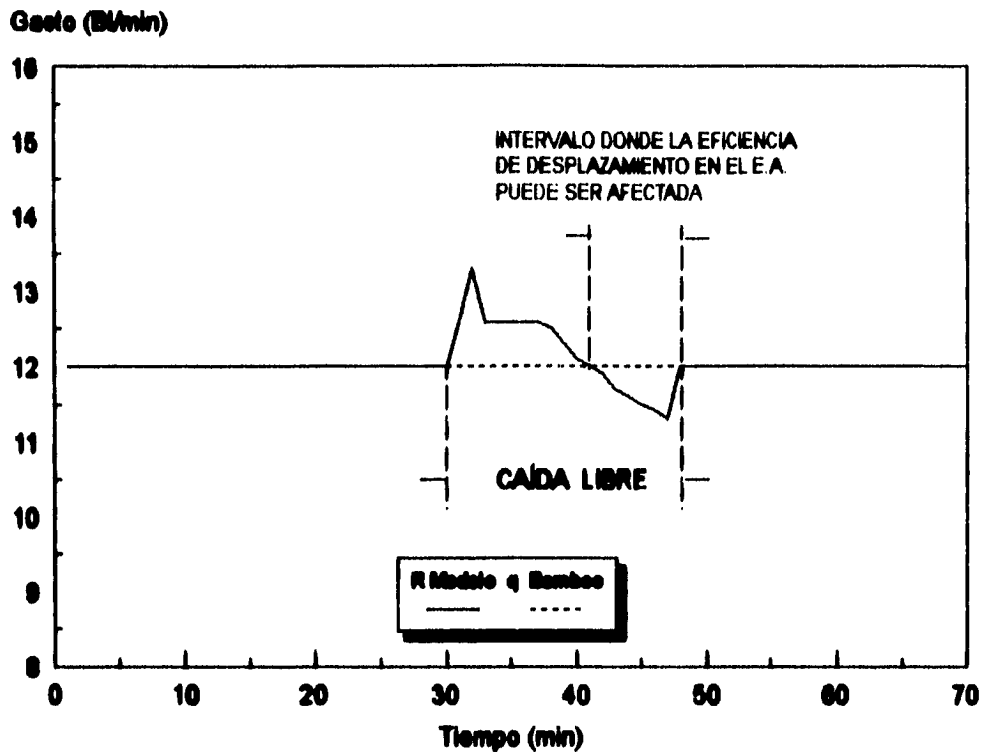


Figura VI.3 Comportamiento del gasto de retorno y gasto de bombas .vs. el tiempo. Case 1.

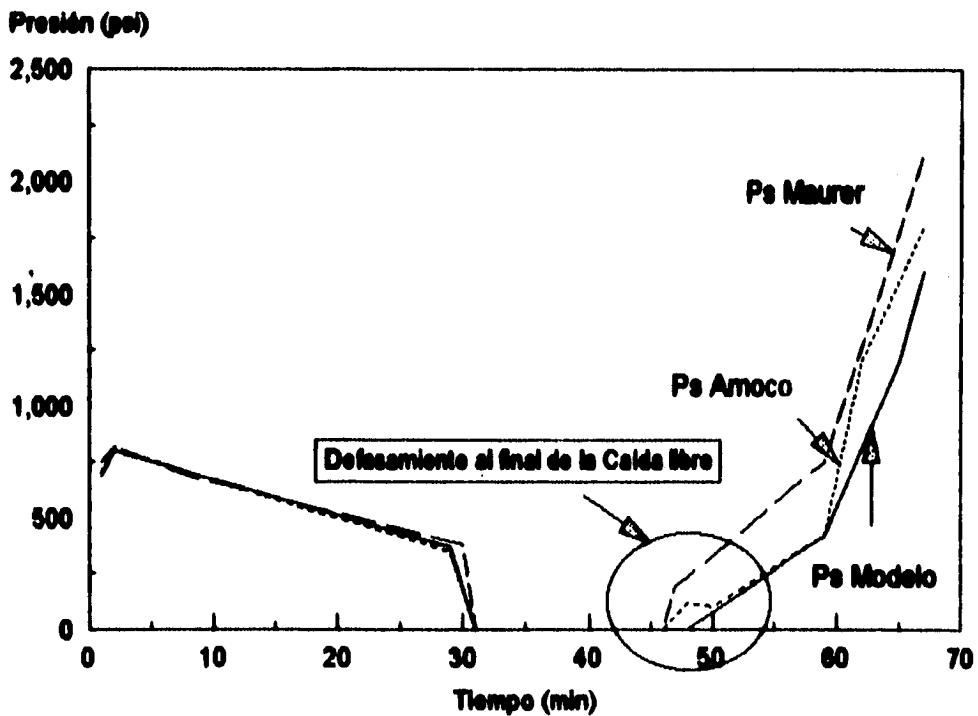


Figura VI.4 Comparación del perfil de presión superficial obtenido, con los modelos de las Clas. Maurer y Amoco. Para el case 1

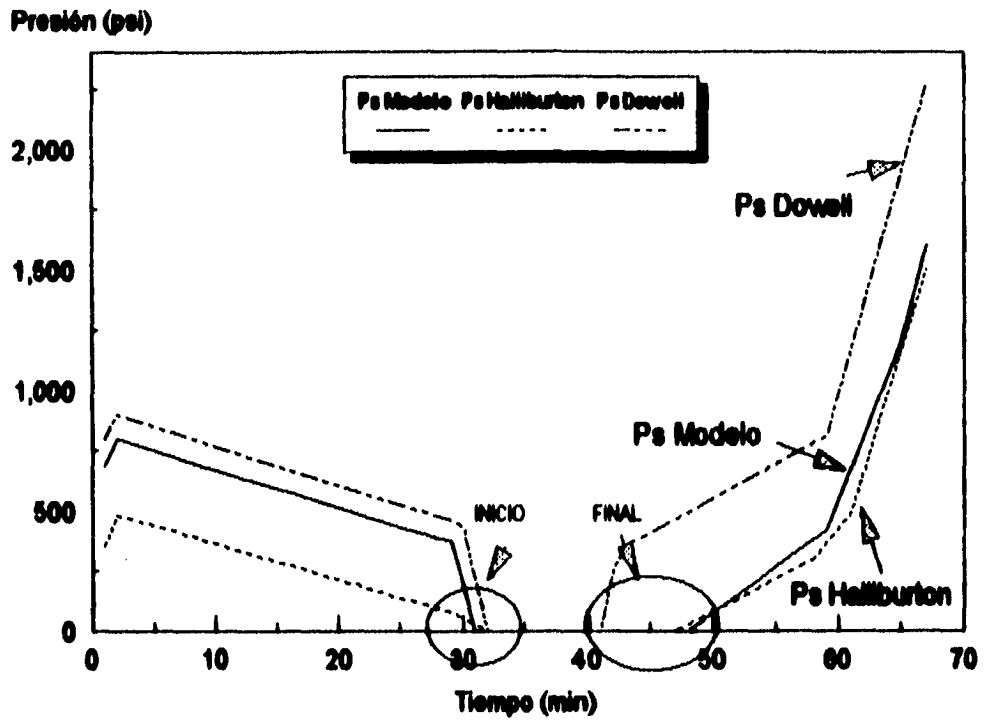


Figura VI.5 Comparación del perfil de presión superficial obtenido, contra los resultados de las Cías. Halliburton y Dowell. Para el caso 1.

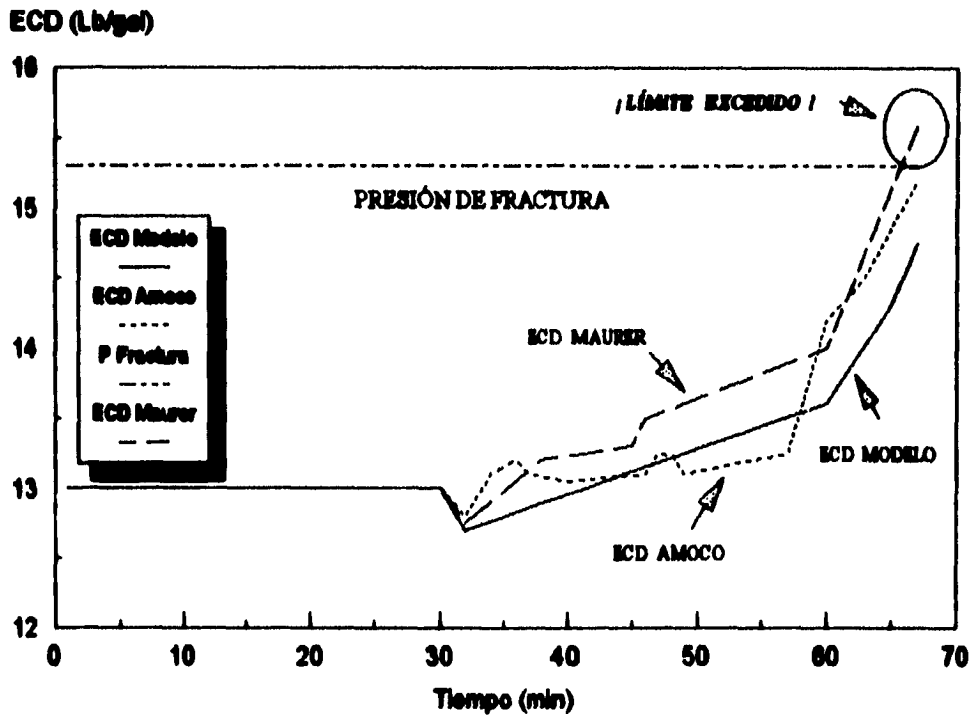


Figura VI.6 Comparación del perfil de Densidad de Circulación Equivalente calculado, contra los obtenidos por las Cías. Maurer y Amoco. Caso 1.

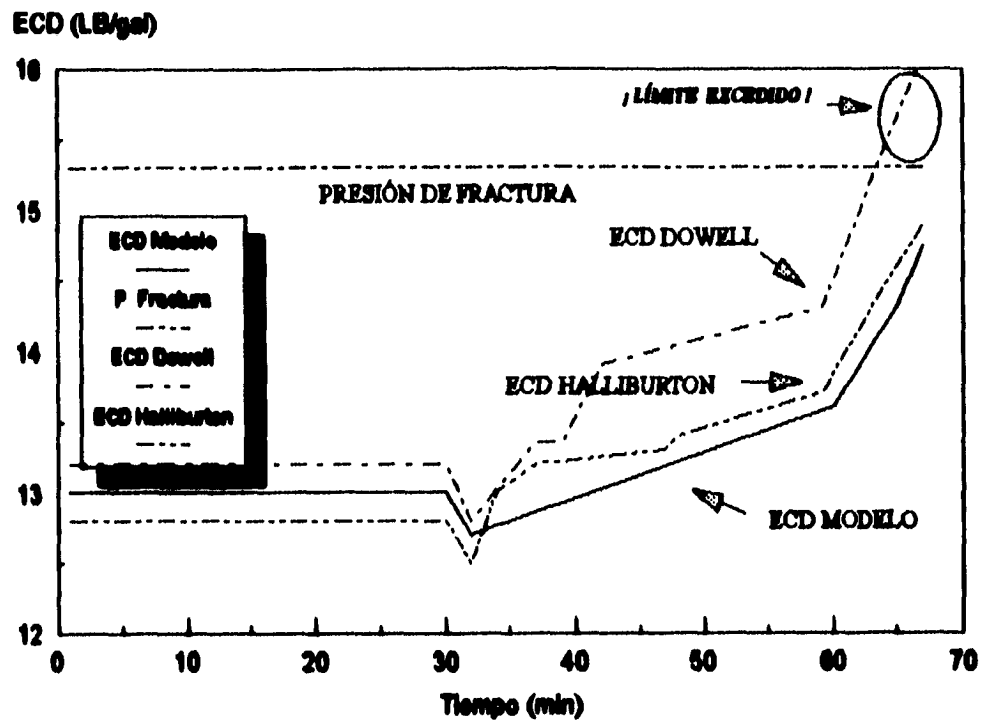


Figura VI.7 Comparación del perfil de Densidad de Circulación Equivalente calculado, contra los obtenidos por las Cías. Dowell y Halliburton. Caso 1

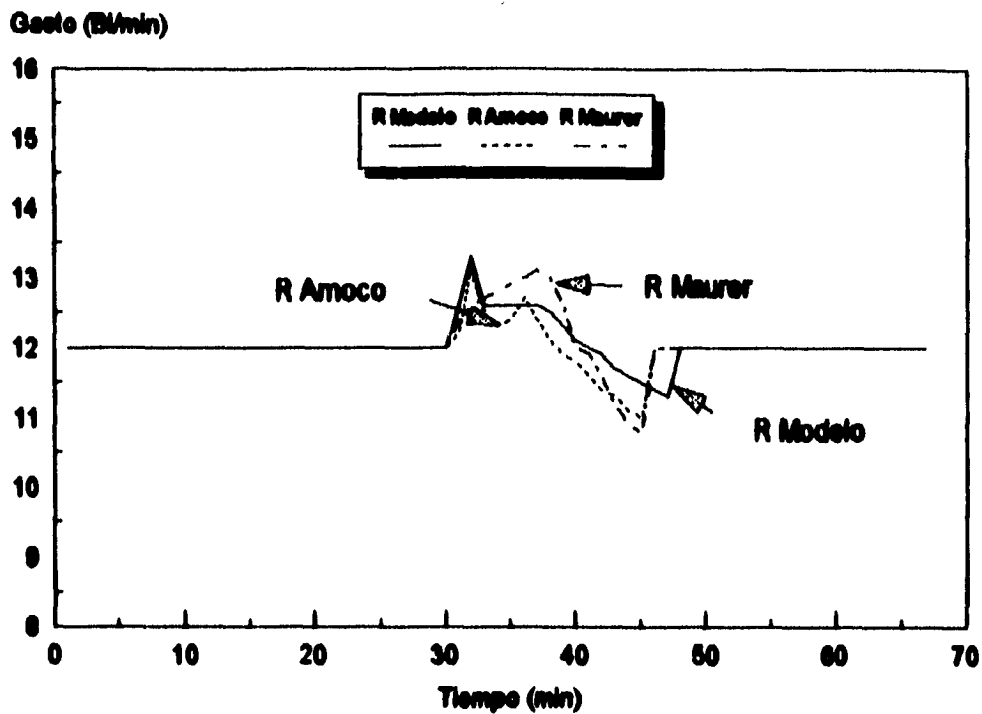


Figura VI.8 Comparación de la predicción del ritmo de retorno obtenido con el modelo, contra los resultados obtenidos por las Cias. Maurer y Amoco. Case 1

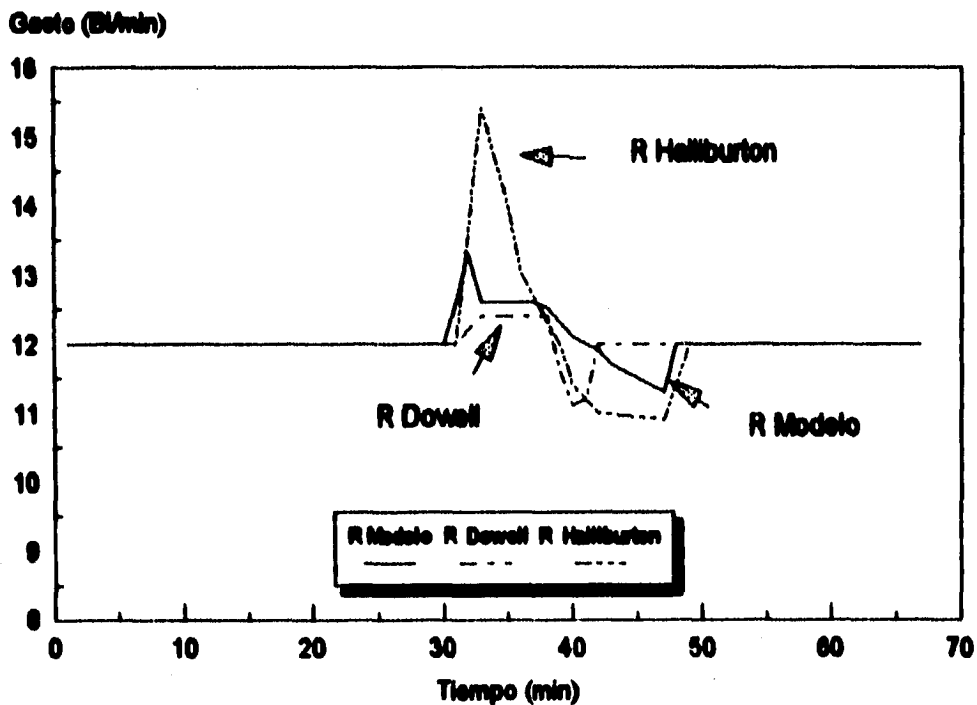


Figura VI.9 Comparación de la predicción del ritmo de retorno obtenido con el modelo, contra los resultados obtenidos por las Cias. Dowell y Halliburton. Case 1.

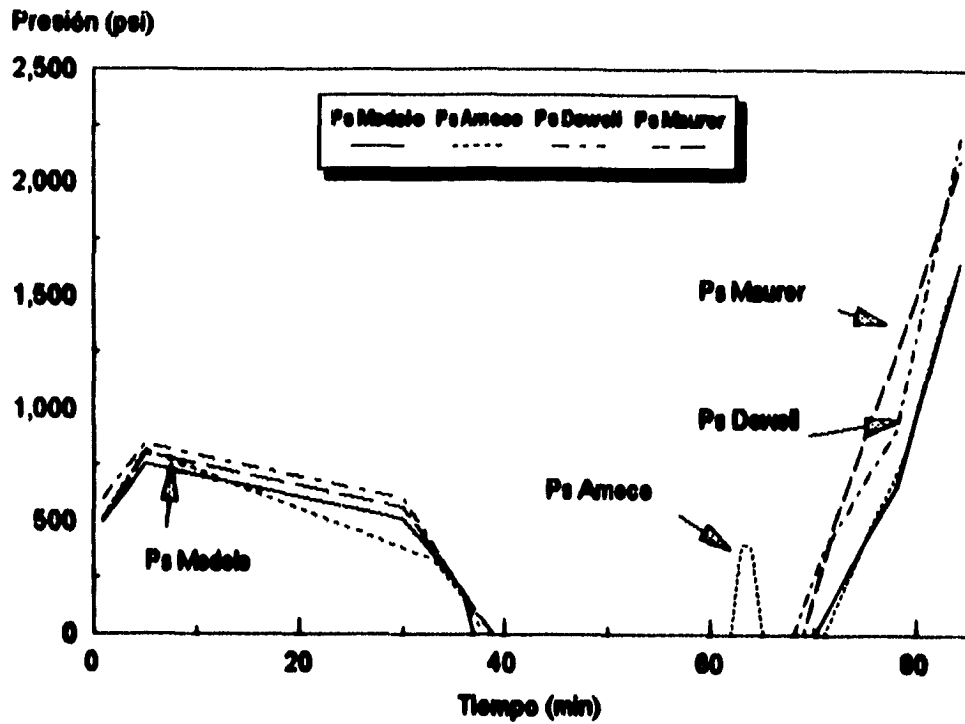


Figura VI.10 Comportamiento comparativo de la presión superficial de bombeo, de los distintos modelos, para el caso 2

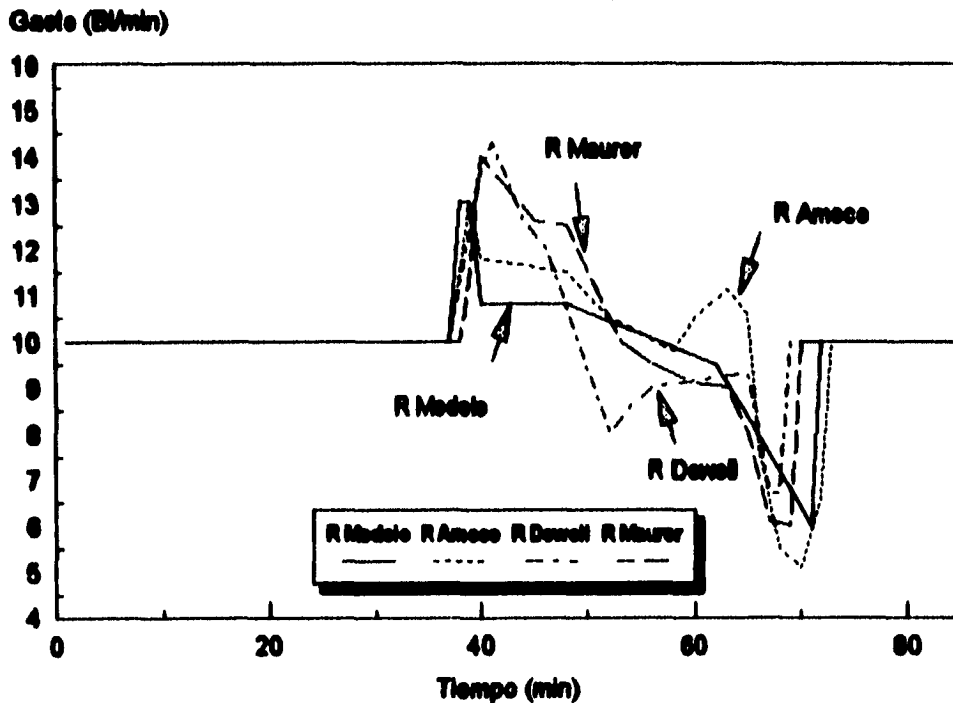


Figura VI.11 Comportamiento comparativo del ritmo de retorno en superficie, obtenido con los distintos modelos, para el caso 2.

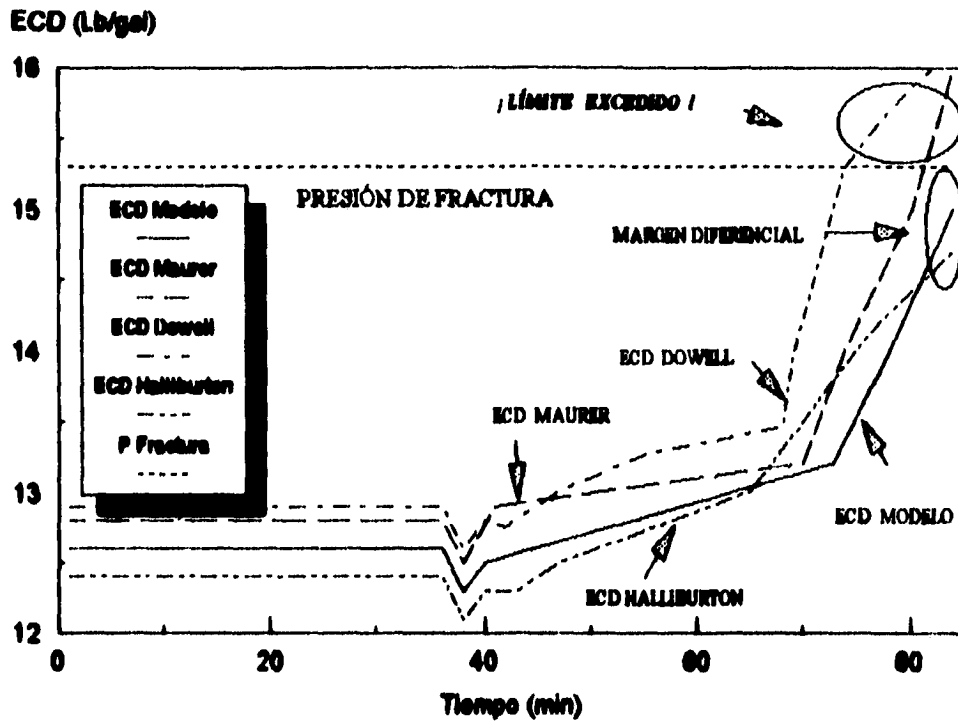


Figura VI.12 Comparación del perfil de Densidad de Circulación Equivalente calculado, contra los obtenidos por las Cías. Maurer, Halliburton y Dowell. Caso 2.

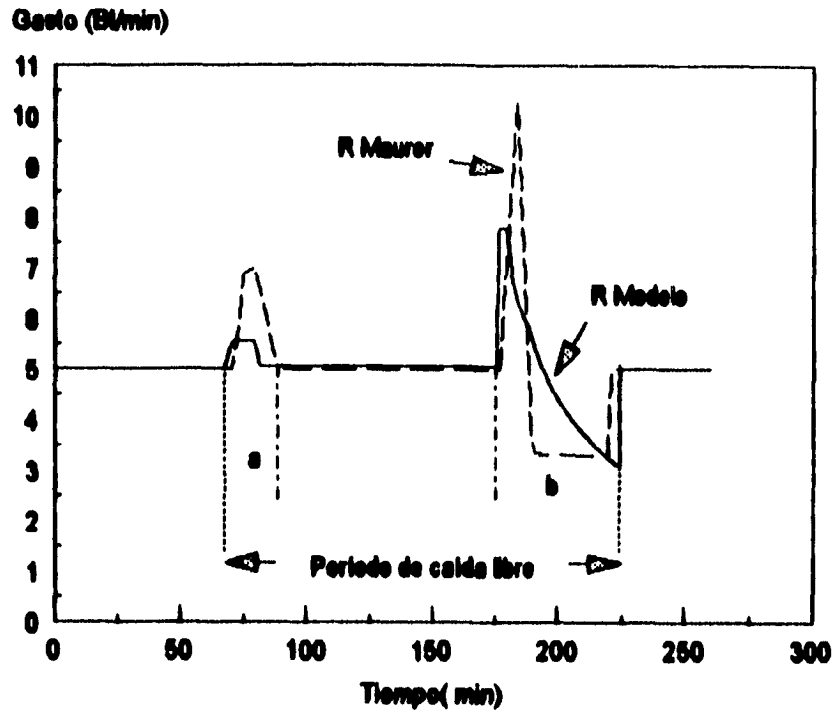


Figura VI.13 Comparación de la predicción del ritmo de retorno obtenido con el modelo, contra el obtenido por la Cia. Maurer. Caso 3

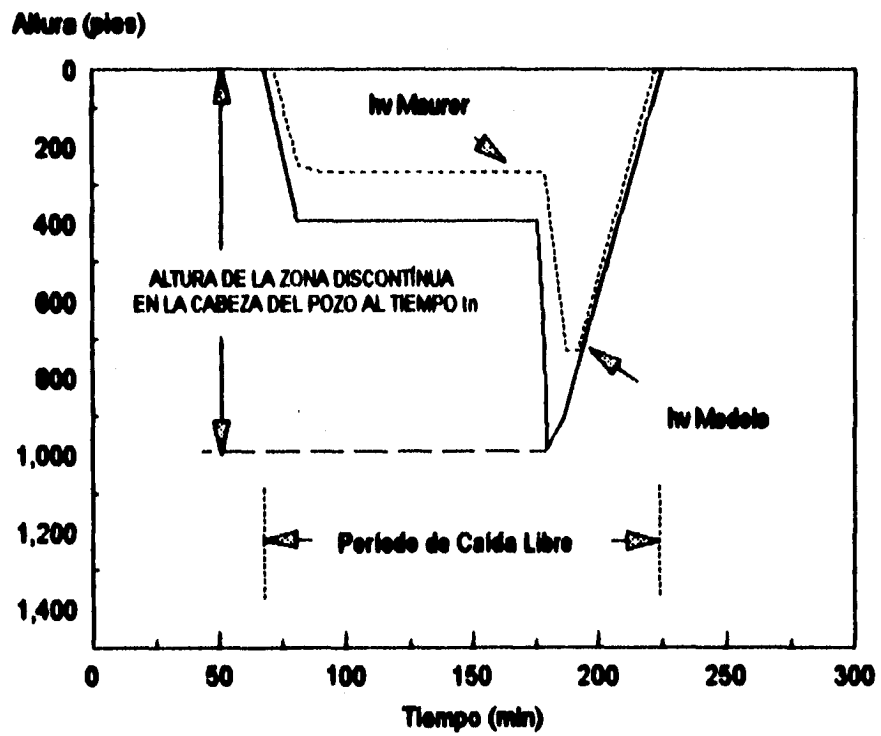


Figura VI.14 Comportamiento comparativo de la altura de la zona discontinua que se genera en la cabeza del pozo, durante el período de caída libre. Caso 3.

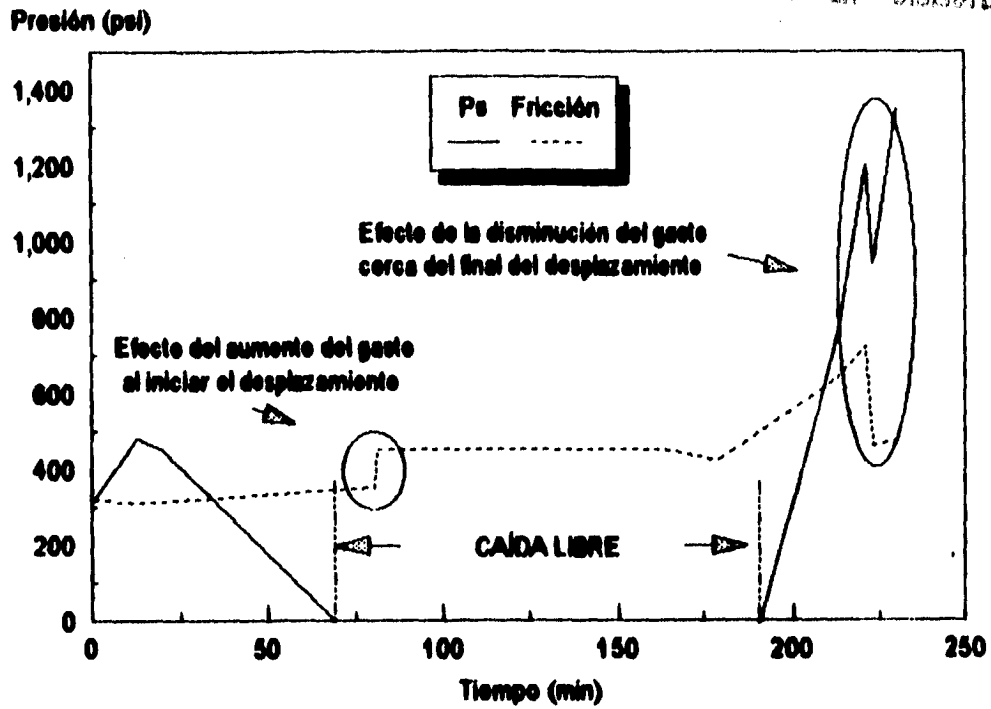


Figura VI.15 Comportamiento de la presión superficial de bombeo, y de las pérdidas por fricción, modificando el ritmo de bombeo. Caso 3.

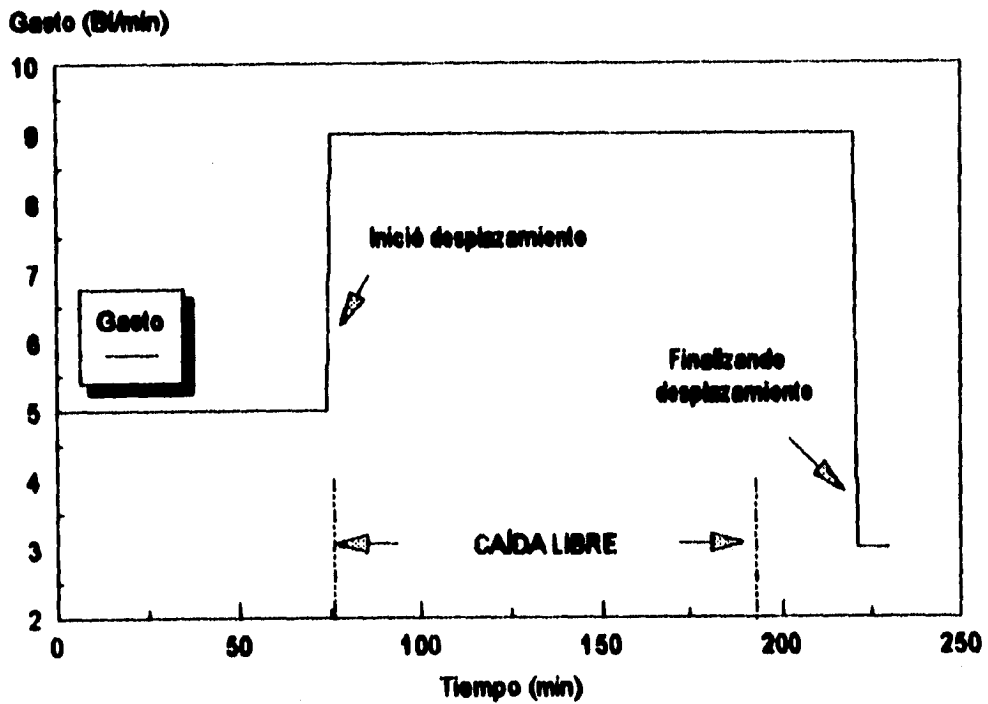


Figura VI.16 Representación de la variación del gasto superficial de bombeo en un trabajo de cementación. Caso 3.

CAPÍTULO VII

CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES.

VII.1 Conclusiones.

El desarrollo del simulador es una excelente herramienta para entender los fenómenos que ocurren durante una cementación primaria. Su aplicación, nos ayuda a programar los trabajos, y a evitar problemas de pérdida de circulación, y trabajos de recementación por mala adherencia.

Las principales conclusiones a las que se llegó con este trabajo, son las siguientes:

1.- El modelo desarrollado es confiable, ya que sus resultados están de acuerdo con datos en la literatura y con resultados obtenidos con simuladores que utilizan compañías de servicio.

2.- Se pueden predecir los parámetros de interés en una cementación primaria, y describir con aproximación suficiente los eventos hidráulicos que ocurren.

3.- El perfil de Densidad de Circulación Equivalente en el fondo, ECD, ilustra en cada caso que en la etapa final de las operaciones de cementación primaria, existe mayor riesgo de que se presenten problemas de pérdida de circulación.

4.- Como consecuencia de la conclusión anterior, la etapa final del desplazamiento debe efectuarse a gasto reducido. Esto es particularmente importante en casos donde la presión de trabajo, se aproxima demasiado a la presión de fractura de la formación.

5.- El bombeo a gasto reducido hacia el final del trabajo, adicionalmente ayudará a prevenir un brusco incremento de presión interna en el revestimiento, debido al súbito acoplamiento del tapón desplazador (tapón de hule), con el cople de retención; cople que se coloca cercano a la zapata de la tubería, para propiciar el acoplamiento y verificar que el volumen para desplazar ha sido terminado.

6.- Es posible prever y rediseñar, las condiciones de bombeo a las cuales el flujo en el espacio anular sea turbulento. En otras palabras, es posible controlar el ritmo de caída libre de los fluidos; por ejemplo, se puede evitar que el gasto de retorno caiga debajo de límites deseados, incrementando temporalmente el gasto de bombeo en el momento oportuno.

7.- El simulador predice la posición que, en todo momento, los fluidos tienen en el sistema. Finalmente, la posición que estos guarden al término de la operación es de principal interés; ya que se debe satisfacer el objetivo, de aislar determinadas zonas del espacio anular con la correcta colocación del cemento.

VII.2 Recomendaciones.

El simulador desarrollado tiene algunas áreas de oportunidad en donde conviene estudiar la posibilidad de mejorarlo. A continuación se presentan algunas áreas detectadas, que pueden ser importantes. Para cuantificar su importancia, es necesario efectuar un análisis de sensibilidad y jerarquizar dichas áreas.

1.- Adicionar al simulador, un "vector" que represente más fielmente la variación en la geometría del pozo; es decir, que tome en cuenta en cada sección el diámetro existente; en lugar de considerar un diámetro promedio ponderado.

2.- La misma recomendación se hace respecto al criterio tomado para considerar el ángulo de desviación del pozo de la vertical.

3.- Introducir ecuaciones que consideren la excentricidad del revestimiento en el agujero, y analizar su efecto en el cálculo de las pérdidas de presión por fricción. Lo anterior podría ser benéfico, cuando se simulen condiciones de pozos con alto ángulo de desviación de la vertical.

4.- En el aspecto del efecto de la temperatura, estudiar la posibilidad de implementar algún modelo en una dimensión, $T = f(z,t)$, o dos dimensiones $T = f(z,r,t)$; que consideren el efecto del tiempo "t", y adicionalmente el bidimensional que considere la transferencia de calor en dirección radial en el pozo, entre el sistema roca - fluidos.

5.- Generalizar el programa para cubrir otro tipo de operaciones de cementación en pozos petroleros; tal como: colocación de tapones de cemento por circulación, cementaciones forzadas para obturar intervalos abiertos, etc.

Finalmente, para que el personal que efectúa las operaciones de cementación, pueda eventualmente analizar la cementación en tiempo real. Podría implementarse en el pozo, la instrumentación necesaria para registrar continuamente los principales parámetros de una cementación primaria; tales como: presión superficial, gasto de bombeo, gasto de retorno y densidad de los fluidos bombeados.

NOMENCLATURA

Lista de variables

a, b, c	=	constantes de correlación de temperatura
C_p	=	capacidad calorífica a presión constante
dP/dL	=	pérdidas de presión por unidad de longitud
dq/dt	=	variación del gasto respecto al tiempo
dv/dy	=	derivada total de la velocidad, respecto a posición.
D	=	diámetro de tubería
D_o	=	diámetro externo
D_{eff}	=	diámetro efectivo
D_{EQ}	=	diámetro equivalente
D_H	=	diámetro promedio ponderado
D_{HS}	=	diámetro de sección de agujero
D_{HY}	=	diámetro hidráulico
D_i	=	diámetro interno
D_L	=	diámetro de Lamb
Dv/Dt	=	derivada sustantiva
ECD	=	densidad de circulación equivalente en el fondo
f	=	factor de fricción de Fanning
f	=	función definida
g	=	aceleración de la gravedad
G	=	factor de correlación de Exlog
g_c	=	constante de conversión de unidades
GT	=	gradiente geotérmico
h_i	=	altura de fluido bombeado
h_f	=	pérdida de carga por fricción
h_v	=	altura de la zona discontinua
H	=	profundidad de asentamiento de la tubería
H_s	=	longitud de sección de agujero
k	=	interfase entre secciones de diferente diámetro

NOMENCLATURA

continuación...

k	=	índice de consistencia del fluido
k_T	=	conductividad térmica
l	=	longitud característica
L	=	longitud de tubería
m	=	profundidad hidráulica media
n	=	índice de comportamiento del fluido
N_{SA}	=	número de secciones de agujero de diferente calibre
N_{SD}	=	número de secciones desviadas de agujero
P	=	presión
P_a	=	presión atmosférica
P_{FA}	=	pérdidas de presión en el anular
P_{FC}	=	pérdidas de presión dentro de la tubería
P_{HA}	=	presión hidrostática en el anular
P_{HC}	=	presión hidrostática dentro de la tubería
P_k	=	presión en la interfase entre secciones de diferente diámetro
P_s	=	presión superficial
P_v	=	presión de vapor del agua
q	=	gasto de retorno
q_0	=	gasto de bombeo en superficie
r	=	dirección radial, en el sistema de coordenadas radiales
Re	=	Número de Reynolds
Re_G	=	Número de Reynolds generalizado
Rn	=	gasto de caída libre
t	=	tiempo
T	=	temperatura
T_0	=	temperatura de equilibrio
T_{ef}	=	temperatura de circulación en el fondo
T_{of}	=	temperatura estática en el fondo
T_s	=	temperatura superficial

NOMENCLATURA

continuación...

v	=	velocidad
$\langle v_z \rangle$	=	velocidad media para una sección transversal dada
$v_{z \max}$	=	velocidad máxima
Y	=	factor de correlación de Exlog
z	=	dirección axial, en el sistema de coordenadas radiales
Z	=	factor de correlación de Exlog

Lista de símbolos

α	=	ángulo promedio de desviación de la vertical
α'	=	ángulo promedio ponderado de desviación de la vertical
α_s	=	ángulo de desviación en una sección de agujero
$\delta T / \delta t$	=	derivada parcial de la temperatura (observador fijo)
Δt	=	intervalo de tiempo
$\Delta P / \Delta L$	=	gradiente de presión
ϵ	=	rugosidad de la tubería
γ	=	velocidad de corte
μ	=	viscosidad absoluta
μ_{app}	=	viscosidad aparente
μ_{eff}	=	viscosidad efectiva
μ_p	=	viscosidad plástica
∇p	=	gradiente de presión
$\nabla \sigma$	=	producto escalar del tensor de esfuerzos
∇T	=	gradiente de temperatura
ρ	=	densidad
τ	=	esfuerzo de corte
τ_0	=	esfuerzo de corte en la pared
τ_y	=	punto de cedencia
v	=	velocidad media de masa

REFERENCIAS

- 1.- Douglas J.F., Gasiorek J.M. and Swaffield J.A., "Fluid Mechanics", Pitman Publishing Limited, pag. 104 - 106 y 252 - 254, Toronto (1984).
- 2.- Bird R.B., Stewart W.E. and Lightfoot e.n., "Fenómenos de Transporte", Ed.Reverté, pag. 5.1 - 5.6, México (1993).
- 3.- Leon L.G., "Fundamentos de Reología no-Newtoniana y Viscosimetría Capilar y Rotacional", Instituto Mexicano del Petroleo, pag. 7 - 18, México (1992).
- 4.- Nelson E.B., "Well Cementing", Schlumberger Educational Services, pag. 4 - 5, Houston (1990).
- 5.- Monicard R., "Drilling Mud and Cement Slurry Rheology Manual", Editions Technip, pag. 24 - 28 y 32 - 33, Paris (1982).
- 6.- Reed T.D. and Pilehvari A.A., "A New Model for Laminar, Transicional, and Turbulent Flow of Drilling Muds", SPE 25 456, (1993).
- 7.- Burgoyne A.T., Millheim K.K., Chenevert M.E. and Young F.S., "Applied Drilling Engineering", Society of Petroleum Engineers, second printing, pag 137 - 156, Richardson, TX (1991).
- 8.- Adams N.J., "Drilling Engineering. A Complete Well Planning Approach", Penn Well Publishing Company, pag. 694 - 700, Tulsa Oklahoma (1985).
9. Beirute R.M., Amoco Production Co., "The Phenomenon of Free Fall During Primary Cementing", SPE 13045 (1984).

REFERENCIAS

continuación...

10. Campos W, Vieira A. and Poggio A., Petrobras/Cenpes/Supeg, "Free Fall Effect Calculation Enables Better Cement Operation Design", SPE 21107, (1990)
11. Wooley G.R., "Computing Downhole Temperature in Petroleum and Geothermal Wells", SPE 8441 (1979).
12. Guillot F. Boismault, and Hujeux J.C., Dowell Schlumberger, "A Cementing Temperature Simulator to Improve Field Practice", SPE 25696 (1993).
13. Bittleston S.H., Schlumberger Cambridge Research, "A Two Dimensional Simulator to Predict Circulating Temperatures During Cementing Operations", SPE 20448 (1990).
14. Ravi K.M. and Sutton D.L., Halliburton Services "New Rheological Correlation for Cement Slurries as a Function of Temperature", SPE 20449 (1990).