

28
1982

Universidad Nacional Autónoma de México

FACULTAD DE INGENIERIA



PRESION DINAMICA EN POZOS BAJO

EFFECTOS DEL GOLPE DE ARIETE.

TRABAJO ESCRITO

QUE PARA OBTENER EL TITULO DE:

INGENIERO PETROLERO

P R E S E N T A:

Francisco Adiel Ruíz Talledos

MEXICO, D. F.

1982



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.

CONTENIDO.

Resumen.

Introducción.

Primera parte: Movimiento de Fluido en la Línea.

I.- Modelo Fundamental.

II.- Ecuaciones de Movimiento.

III.- Solución Técnica.

Segunda parte: Modelo Componente y Resultados.

V.- Línea de transmisión para la tubería de perforación.

VI.- Línea de Transmisión para el Líquido Anular.

VII.- Línea de Transmisión para la región de flujo en dos fases.

VIII.- Lodo, Bomba, Barrena y Estrangulador de la .T.R.

IX.- Resultados Dinámicos en un Período Largo.

X.- Resultados Dinámicos en un Período corto.

Conclusiones.

Nomenclatura.

Bibliografía.

R E S U M E N .

Los resultados de un estudio teórico, de la presión dinámica, y del comportamiento del flujo hacia la vecindad de un pozo que contiene un cabeceo de gas el cual es controlado por el método del perforador; son tratados en el presente trabajo, mismo que ha sido dividido en dos partes para tal fin.

La contribución mas importante de la primera parte, es un modelo matemático que simula el comportamiento dinámico -- de la presión y del flujo hasta un grado de aproximación -- tan exacto como es posible, El modelo incorpora simultáneamente, largos efectos termodinámicos tales como: la --- aproximación del cabeceo en el simulador convencional y el término dinámico corto característico del efecto conocido como golpe de ariete.

En la segunda parte, los resultados de mayor importancia -- indican que:

- 1).- La presión bajo los perfiles de la T.R. se consideró constante, misma que en el fondo del pozo puede ser muy sensible a las siguientes variaciones:
 - a).-Carrera del émbolo de la bomba.
 - b).-Variación de la presión en la tubería vertical.
- 2).- El tiempo de atraso de la presión en el estrangulador de la T.R. hacia la tubería vertical es sumamente variable.
- 3).- Las variaciones rapidas de la presión a medida que el gas fluye al estrangulador, y los efectos de un ajuste repentino en él, pueden ser aumentados en -- el fondo del pozo, apareciendo con gran rapidez -- una vez que el gas empieza a fluir al estrangulador.

INTRODUCCION.

Han sido sugeridos numerosos procedimientos manuales, para ajustar el estrangulador de la T.R., a fin de poder controlar un cabeceo de gas, el método del perforador o método de la presión en la tubería de perforación, propuesto por Goings y O'Brien, es el que marca el comienzo de una aproximación sistemática hacia la solución del problema. Por tal motivo un diagrama de bloques simplificado del control de la presión y los aspectos de este procedimiento están dados en la figura 1, como una herramienta en la industria de hoy. El perforador hace funcionar frecuentemente al estrangulador en el diagrama, con eficiencia y prontitud. Debido a que su intervención está restringida, la circulación de un cabeceo de gas puede durar varias horas y depende de la profundidad del pozo y del gasto usado en la circulación.

Existe un gran problema con el procedimiento manual y se debe a la dificultad en la estimación exacta de los efectos dinámicos ocasionados por el fluido en movimiento a lo largo de la tubería. El tiempo de atraso impuesto por el fluido de la misma, puede originar fluctuaciones aunque no peligrosas, si son indeseables en la presión del fondo del pozo, estas se originan principalmente por la longitud de la tubería de perforación y por las grandes pérdidas de presión en las toberas, las cuales varían entre 10,000 y 20,000 $\frac{lb_2}{pg}$, con una circulación de lodo normal.

Con el manómetro de la tubería de perforación, puede medirse una gran variación en la presión del fondo del pozo, la cual se debe principalmente a una pequeña variación en la velocidad de la bomba.

Ha sido originada alguna forma de control automático, que facilita al perforador el manejo de la presión del fondo del pozo durante la circulación de un cabeceo de gas. El diseño y la construcción de un control seguro, requiere de un modelo matemático más preciso, que generalmente incluye la presión dinámica y el flujo del sistema de circulación del pozo. Sería más conveniente, un modelo tal que proporcione mayor exactitud en la predicción de la presión de los puntos de interés en el pozo y que además, ayude en la construcción de dicho modelo un simulador práctico, ambos se utilizarían para preparar y dirigir estudios de ingeniería.

Durante este estudio se desarrollaron las matemáticas y las soluciones técnicas rápidas usadas con el modelo citado, presentando además resultados evaluados. La configuración exacta del pozo que se requiere para éste estudio, se

obtiene de la aplicación del método del perforador en línea hacia la vecindad del mismo. Con el dominio de otros métodos, se puede lograr el acercamiento hacia la vecindad de pozos direccionales, uno de éstos se conoce como el método de pesar y esperar.

Existe un procedimiento para calcular la presión, que fue propuesto por Schurman y Etal, el cual incluye un registro de la misma, basado en el cálculo de la variación de dicha presión en la T.R., durante la circulación para poder mantener la presión constante en el fondo del pozo. Subsecuentemente se encuentra la presión deseada en la T.R., a través de los ajustes hechos al estrangulador, para ser incluidos posteriormente en el registro. Esta variación en la presión de la T.R., está apoyada en que generalmente se refiere a un modelo tal como el de la bomba. Este modelo supone un cabeceo continuo de gas, que se inicia en el fondo del pozo y también que la velocidad bajo la interfase de este cabeceo, es igual a la velocidad debajo del lodo.

A partir de las suposiciones hechas el modelo de la bomba, predice un incremento hiperbólico de presión en la T.R., con un volumen de lodo bombeado hasta que el gas alcanza la superficie, donde da por resultado un decremento lineal en la presión, que dura hasta que todo el gas es bombeado como se observa en la figura 2. Esta caída pronunciada es perceptible en la superficie pero no en los datos obtenidos del pozo real, debido primordialmente a la intervención del método del perforador. En lugar de eso se tiene un registro gradual de la presión en la T.R., de alguna salida de gas antes de llegar a la superficie; además, la velocidad a la que la presión de la T.R., decrece después de la superficie no es tan grande como la pronosticada por el modelo de la bomba. A causa de estas diferencias, este procedimiento no se usa en la industria para la circulación de un cabeceo de gas. El modelo de la bomba ha tenido que usarse principalmente, para simular condiciones pésimas de operación durante el diseño de la T.R. Sin embargo, resulta necesario indicar esto, para comprender algunos aspectos simples de la mecánica de los fluidos en dos fases y así poder minimizar algunas de estas diferencias. Wallis explicó, que el término flujo en dos fases se refiere únicamente al flujo simultáneo de gas y lodo de perforación, de la formación hacia el pozo.

Bajo tal situación, es conocida esa surgencia de gas en el líquido, a una velocidad mayor que la velocidad media del mismo; la fracción vacía es la misma de un volumen dado de gas que ocupó la región en la cual el gas y el líquido están fluyendo simultáneamente.

Un modelo de la bomba, es aquel que trata el problema del flujo en dos fases,

por medio de la proximidad de una fracción vacía y la velocidad relativa entre el gas y el lodo llamada velocidad de resbalamiento del gas. El modelo ha sido desarrollado de tal forma, que cualquier curva de éste puede ser ajustada a través de la selección de una fracción vacía y de la velocidad de resbalamiento del gas, como se muestra en la figura 2. Además, este ajuste está hecho de tal manera que la presión máxima en la T.R., demora para ser máxima y la velocidad de variación en la presión de la T.R. después de ser máxima, se reduce al mínimo. Sin embargo, posteriormente se ha indicado que la selección de la fracción vacía y la velocidad de resbalamiento del gas no puede hacerse por separado. Aunque, para propósitos de simplificación esto viene a contradecir las suposiciones hechas en la figura 2 y es por lo que el valor de estas dos grandes cantidades no permanece constante durante el proceso de la circulación. No obstante, se han asociado cualitativamente los conceptos de los efectos conocidos como velocidad de resbalamiento y fracción vacía como se ha indicado.

Otro efecto importante que no ha sido considerado en este caso, resulta de la pérdida de presión por fricción a causa del flujo en dos fases.

Siempre que un líquido y un gas fluyan simultáneamente en la tubería, la medición de las pérdidas por fricción por unidad de longitud, puede ser mucho mayor, que la calculada sobre un sólo componente fundamental. Aunque, la pérdida por fricción anular, es mínima comparada con la que se tiene en la tubería de perforación y también con la caída de presión a través de las toberas de la barrena, la naturaleza de estas pérdidas afecta directamente el valor de la presión en la T.R.

Considerando esto, han sido propuestos muchos métodos para estimar la caída de presión en los pozos, que incorporan todos los efectos mencionados del flujo en dos fases. Estos métodos incluyen, los efectos de la aceleración del líquido en la predicción de la presión del gradiente local, la evaluación local de la velocidad de resbalamiento del gas, la fracción vacía y la pérdida del gradiente de presión debida al flujo en dos fases, los cuales son considerados como constantes en el tiempo para cualquier punto dado del pozo. Es por esto, que los modelos desarrollados por Aziz y Govier que son realmente para condiciones fijas aproximadas, no son apropiados para el problema que se trata.

Observese en la figura 2, que la principal diferencia entre la curva corregida del modelo de la bomba y la curva de los datos reales del pozo, está en su forma y caída característica. Sin embargo, la comparación entre estas dos curvas debe hacerse con precaución. La curva corregida del modelo de la bomba, representa el perfil esperado de la presión en la T.R., cuando se tiene un valor de presión constante en el fondo del pozo. La curva de los datos del pozo represente el perfil de la presión en la T.R. y han sido generados manipulando la presión de la tubería de perforación, con el fin de obtener el valor de la presión constante en el fondo del mismo. En este caso, la diferencia entre estos dos perfiles pudo ser atribuida a la ligera variación de la presión en el fondo del pozo, por el empleo del método del perforador. Este hace posible un análisis de los efectos dinámicos implicados durante el proceso de circulación de un cabeceo de gas.

El dominio de los efectos en el estrangulador de la T.R., siempre se hace con algo de demora debido principalmente a la geometría de los pozos; la presión medida en la tubería de perforación, varía con el tiempo. Esto significa que el tiempo de atraso variable debe ser la causa, por la que el perforador siempre está a la zaga del problema, él hace los ajustes basándose en las indicaciones actuales, a fin de corregir errores que ya han sucedido, para que posteriormente los resultados de éstos ajustes puedan ser utilizados. Por otra parte, para una determinada posición del acelerador en el motor de la bomba, cualquier variación en la presión de la tubería de perforación, origina un cambio en la velocidad de la misma. Como las pérdidas son muy grandes a lo largo de la tubería de perforación y también en las toberas de la barrena, entonces las grandes variaciones de presión en el fondo del pozo, se pueden disimular completamente por cambios pequeñísimos en la velocidad de la bomba. En este caso, para mantener la presión constante en el fondo del pozo, con el manipuleo de la presión en la tubería de perforación, el perforador debe mantener la velocidad de la bomba constante. Para impedir que el problema siga avanzando hacia arriba, debe tenerse en cuenta que cualquier intervención anticipada que el perforador aproveche del dominio del método, viene de su instinto ganado a través de su experiencia. Es esta la razón por la que el método es empleado continuamente en la industria de la perforación para adiestramiento de éste.

Ya que el gas se expande continuamente en la tubería a medida que sube, la circulación del cabeceo debe ser caracterizada, como un fluido inestable en la línea de transmisión durante el proceso.

Quizás, hasta ahora el modelo simple es el más apropiado para la ejecución del problema, un modelo que representa el movimiento inestable de una fase doble en la tubería es aquel desarrollado por Pejaver y Hoberock. Ellos idearon el sistema circulante de un pozo conforme a cuatro líneas de transmisión conectadas. La primera, llena de fluido representa la tubería de perforación con la barra acoplada a través de un orificio, las tres restantes también acopladas, representan las tuberías. Dos de estas líneas anulares están llenas de fluido, cada una es igual a la anterior y debajo de ellas, hay otra línea completamente llena de gas, representando el cabeceo del mismo. Al mismo tiempo la respuesta de presión de la tubería de perforación y del fondo del pozo para cambios en el comportamiento de la presión del estrangulador de la T.R., fue examinada para varias posiciones y longitudes de la tubería en este singular cabeceo de gas.

Ya que el gas fue modelado con un cabeceo continuo, ninguna de las características citadas para el flujo en dos fases fueron incluídas. En lugar de eso, fue empleado un modelo de fricción constante, con modificaciones adecuadas para estimar los efectos viscosos del lodo plástico de Bingham, durante la perforación a fin de describir el flujo inestable. Aún cuando los resultados obtenidos con algunos de los modelos técnicos empleados por Pejaver y Hoberock son aplicables a este estudio, su modelo no es aceptable pues carece de las características del flujo en dos fases.

Además la solución técnica usada, toma tiempo y requiere una extensa cantidad de calculos, en tanto más se aproxima a la realidad de los efectos de fricción. Este modelo incorpora también la constante de fricción. Aunado a lo anterior se sabe que el pozo modelo propuesto, descrito en la primera parte, se desarrolló empleando la solución técnica de la línea de transmisión de esta parte y el modelo final se hizo funcionar para un tiempo efectivo, en un simulador operado manualmente cuya capacidad se comparó con la prueba real de los datos del pozo.

El desarrollo de las soluciones técnicas digital y analógica, fue basado en el flujo de un fluido Newtoniano, dentro de una tubería de longitud y sección transversal constante. Por lo tanto, para utilizar cualquiera de estas técnicas, a fin de representar la tubería de perforación y las líneas anulares, es necesario considerar, que durante la perforación el lodo es en realidad no Newtoniano y que las líneas del líquido anular, son de tiempo y longitud variable y sección transversal anular. Además, para representar las dos fases del fluido en la tubería debe considerarse

dentro del cálculo que el fluido dentro de esta región es una mezcla de gas-lodo, con el gas fluyendo a una velocidad relativa hacia el lodo.

De consiguiente, la modificación necesaria a la solu--ción técnica fundamental para éstos efectos en el modelo, adaptable a modelos para la bomba de lodo, el es--trangulador de la T.R. y la barrena está tratada.

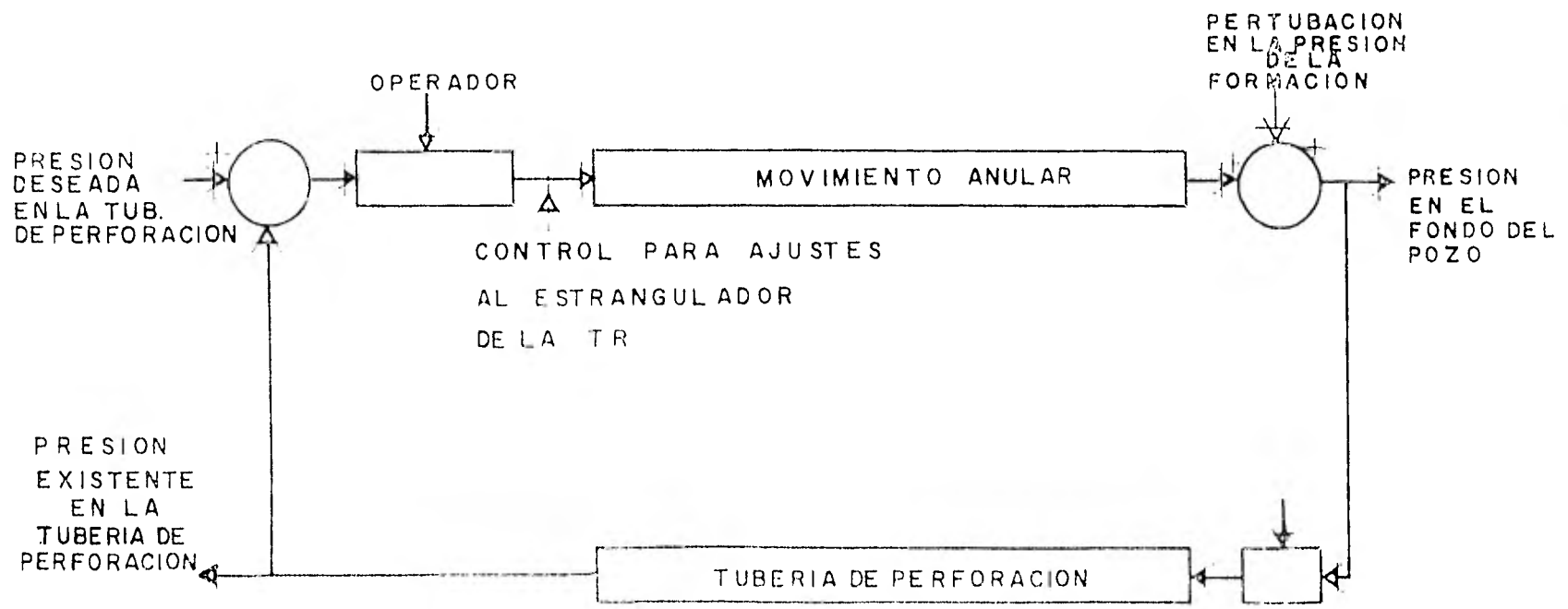


FIG- I CONTROL ESQUEMATICO DE LA PRESION

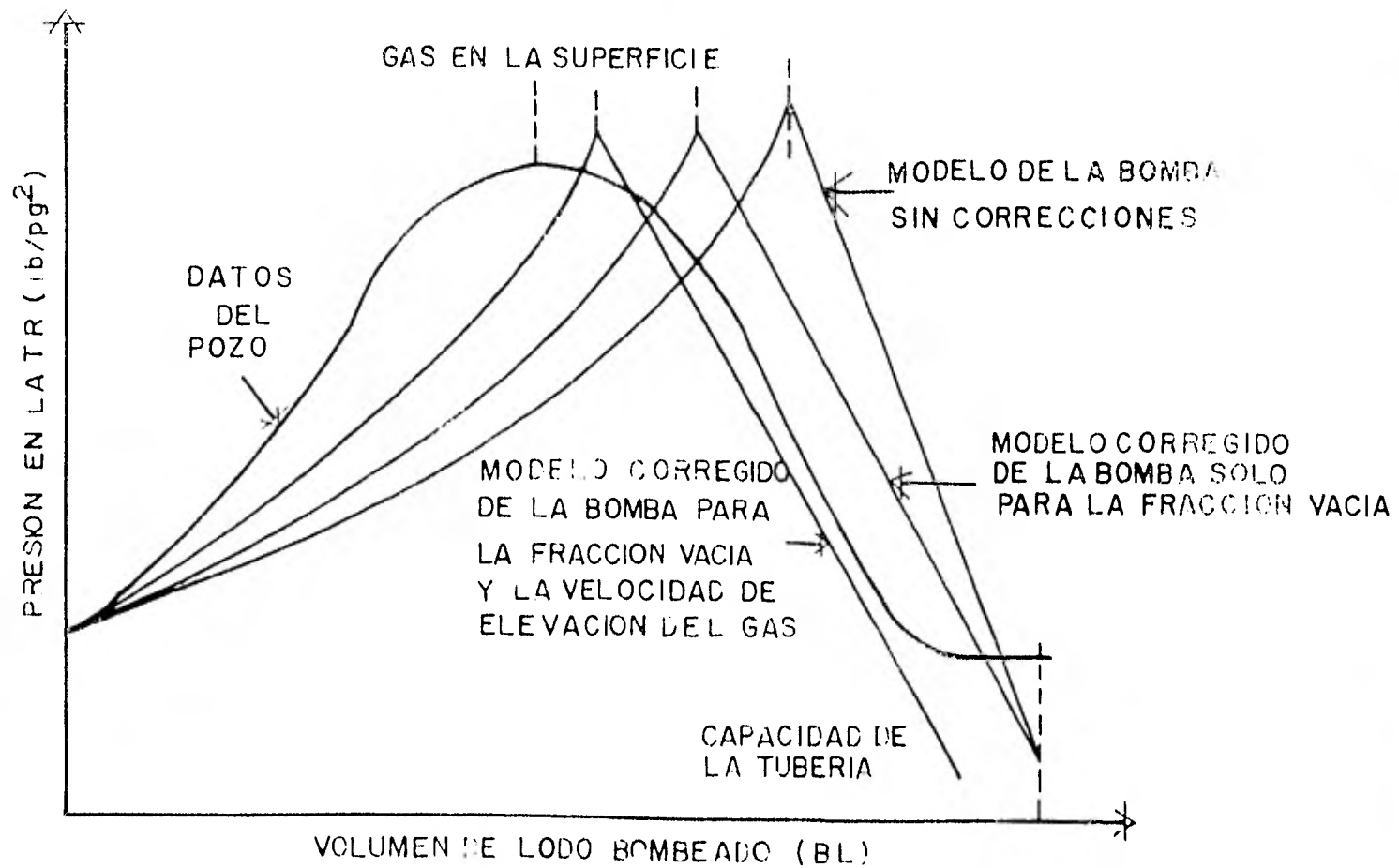


FIG2-MODELO CORREGIDO DE LA BOMBA Y PERFILES DE LA PRESION EN LA T R

I.- MODELO FUNDAMENTAL.

Lós datos experimentales publicados de pozos reales, son para probar un modelo de válidez virtualmente inexistente, a causa del cabeceo de gas en los pozos, tales datos son aprovechados para obtener los perfiles de presión de la T.R. durante un cabeceo de gas en los mismos y en la preparación simulada de este cabeceo en dichos pozos. Estos datos no se registraron, ni controlaron cuidadosamente, - debido a las condiciones bajo las cuales fueron obtenidos. Los perfiles son curvas suavizadas continuas que se forman a través de puntos tomados a intervalos de tiempo diferente. Aunque, la información de estos perfiles en intervalos largos es transitoria, puede ser aumentada, ellos representan al parecer el estado constante de un sistema mientras no existe gas. Aún así, estos datos son usados para hacer válido un modelo, que deberá producir resultados semejantes bajo condiciones similares. En general, el modelo debe ser capaz de simular un intervalo real contando para ello con un control manual de operación, esta característica es indispensable si éste aparece como un instrumento simulador de aprendizaje. Por lo tanto, aquellas características que deben ser incorporadas dentro del modelo propuesto son las siguientes:

- 1).- El modelo deberá incorporar, los efectos del flujo en dos fases, debido a la entrada natural de gas y al ascenso relativo del mismo hacia el lodo cuando ocurre el cabeceo; la parte de la tubería que contiene el cabeceo, será una región de dos fases y deberá ser tratada como tal.
- 2).- También deberá incorporar los efectos dinámicos en períodos cortos y largos, los efectos dinámicos en períodos largos describirán la variación de la presión y del flujo como si fueran un estado constante. Por ejemplo, la pérdida de presión en las toberas y en la tubería de perforación son una función promedio del flujo en ésta. Los efectos dinámicos en períodos largos estimarán la variación en las pérdidas con un cambio en la velocidad de la bomba, de un estado constante valuado a otro, así, estos efectos dinámicos en períodos largos determinan directamente la estática o el estado constante del modelo con exactitud. Los efectos dinámicos en períodos cortos deberán describir las perturbaciones de la presión y el flujo propagándose a través del sistema circulante, con un tiempo de atraso significativo, el cual deberá estimarse para cualquier oscilación atribuida a éstos efectos. Por ejemplo, ya que la respuesta del operador esta relacionada

con las variaciones de presión en la tubería de perforación, la valoración del tiempo máximo en el ajuste del sistema asociado con la perturbación en la propagación de la presión, deberá hacerse con el modelo disponible. En efecto, como las perturbaciones en la presión y el flujo en períodos cortos son esperadas, entonces la inestabilidad de la frecuencia dependiente de la fricción deberá ser incluida.

- 3).- El modelo deberá ser capaz de simular un período -- real bajo dirección manual, esta característica requiere el ajuste del estrangulador en la T.R. y el ajuste del acelerador de la bomba.

Lo esencial del modelo propuesto para incorporar estas características, está mostrándose en la figura 3. El comportamiento de la presión y el flujo son modelados por medio de cuatro líneas de transmisión conectadas con las tuberías por el estrangulador de la T.R. y con la tubería de perforación a través de la bomba de lodo. Con el objeto de que las variables de interés puedan ser conocidas, se indican como sigue:

La presión de la T.R. P_{cas} y la presión de la tubería de perforación P_{dlp} están relacionadas con las presiones P_1 y P_2 y con la posición h_1 y la longitud h_{tph} de la región de flujo en dos fases. Las presiones de la T.R. y de la tubería de perforación, junto con la posición y la longitud en la región de flujo en dos fases, están relacionadas a su vez con la velocidad de flujo en el estrangulador U_{cas} y el gasto de la bomba U_{pmp} . La velocidad de flujo en el estrangulador está relacionada con la caída de presión a través del estrangulador de la T.R. P_{cas} y a través de su posición (CP). El gasto de la bomba está relacionado con la presión de la misma P_{dlp} , a través de la posición del acelerador en el motor de la bomba (TP). Es por eso, que la posición del estrangulador y la posición del acelerador se considerarán como parámetros de entrada en el sistema.

Generalmente, la mayor parte del tiempo será utilizado para el cálculo y la resolución de las ecuaciones de movimiento para líneas de transmisión. De allí la necesidad de tener un período de tiempo efectivo en la simulación -- real. En consecuencia, una solución técnica de gran rapidez debe ser desarrollada, donde se satisfagan exactitud y tiempo de computación, por tal razón esta se desarrolla como sigue.

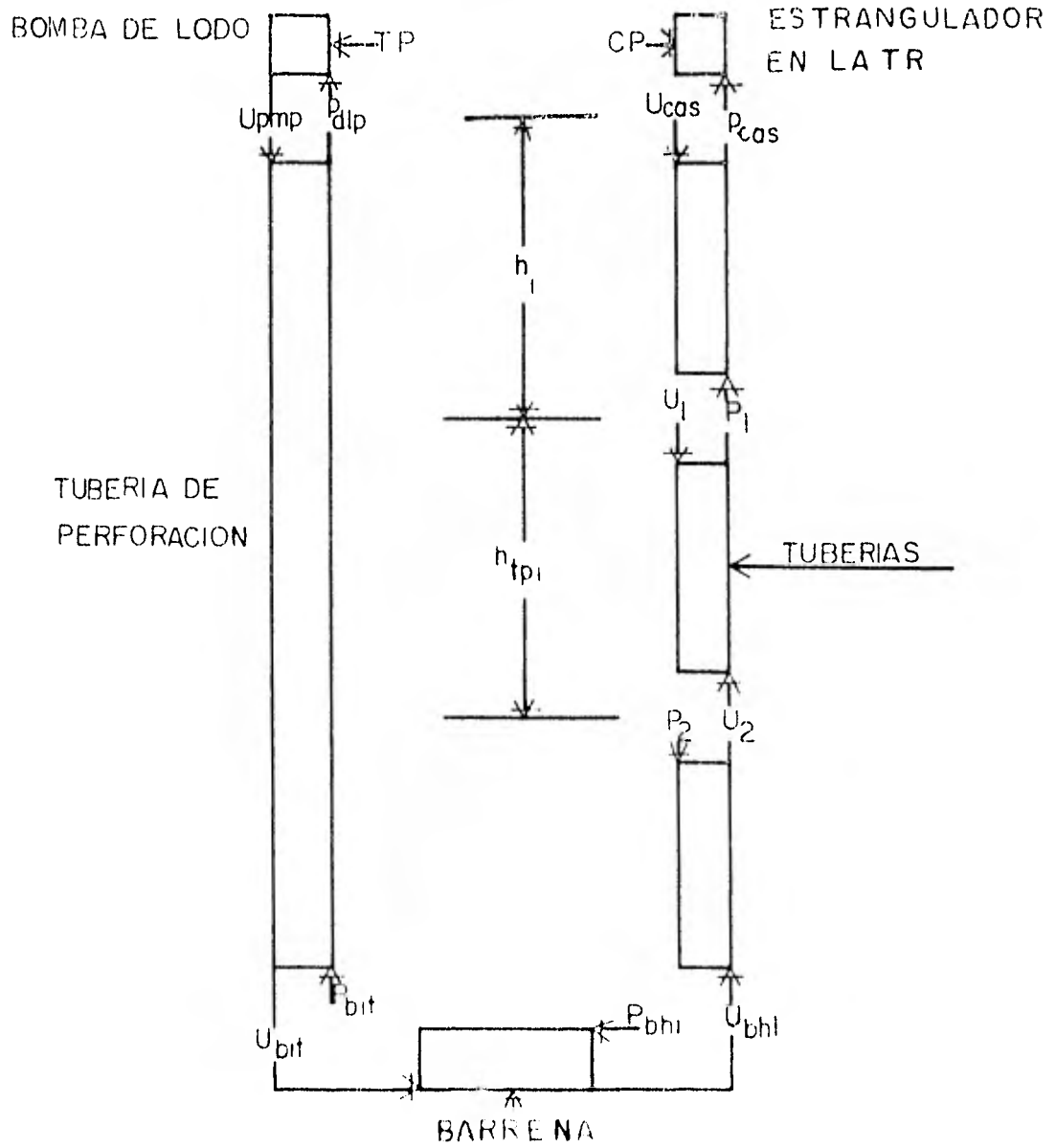


FIG 3- POZO MODELO PROPUESTO

II.-

ECUACIONES DE MOVIMIENTO.

Las ecuaciones de movimiento linealizadas unidimensionalmente son para describir la presión y el flujo en una tubería rígida, orientada verticalmente, de área circular y sección transversal constante, la cual conduce fluido y se encuentra dentro de un pozo conocido. Para un proceso adiabático, las ecuaciones deben ser escritas como sigue:

Momento.

$$\frac{1}{\rho} \frac{\partial P(z,t)}{\partial z} + \frac{\partial U(z,t)}{\partial t} + \frac{1}{\rho} h_f(z,t) = g. \dots\dots (1)$$

Continuidad.

$$\rho \frac{\partial U(z,t)}{\partial z} + \frac{\partial \rho}{\partial t} = 0. \dots\dots (2)$$

Estado.

$$\frac{\partial P(x,t)}{\partial \rho} = C^2. \dots\dots (3)$$

Donde $P(z,t)$ es la presión dinámica total; $U(z,t)$ es la velocidad media de la sección transversal ($\ll C$); $h_f(z,t)$ es la pérdida total de presión por fricción por unidad de longitud; g es la aceleración de la gravedad; C es la velocidad adiabática del sonido; ρ es la densidad del fluido y z es el eje carteciano con flujo dirigido hacia abajo en la dirección positiva z . La solución de la ecuación (1) a través de la ecuación (3) para la presión y el flujo, será desarrollada en términos de las perturbaciones en la presión dinámica total, y la velocidad media en la sección transversal con respecto a su estado constante valuado. Las perturbaciones $P(z,t)$ y $\hat{U}(z,t)$ para la presión y el flujo, están definidas como sigue:

$$P(z,t) = P(z,t) - z[\rho g - f\{\dot{U}(t)\}]. \dots\dots (4)$$

$$\hat{U}(z,t) = U(z,t) - \dot{U}(t). \dots\dots (5)$$

$\bar{U}(t)$ está considerado como la velocidad media en la sección transversal para el estado constante, teniendo además el mismo valor para cada punto de la tubería y $f[\bar{U}(t)]$ es el estado constante para la caída de presión media por fricción y por unidad de longitud. El objetivo del estado constante no es la rigurosa exactitud, sin embargo, ha sido elegido para describir el comportamiento de la velocidad a través del tiempo y la aproximación de la pérdida por fricción después de un transitorio período corto, que va haciéndose a menudo insignificante.

Específicamente, $\bar{U}(t)$ para una longitud L de la tubería dada, está definida como:

$$\bar{U}(t) = \int_0^t \left[\frac{1}{L} \int_0^L U(z,t) dz \right] W_u(t-u) du. \dots\dots\dots (6)$$

Esta exacta definición de la función ponderada $W_u(t)$, en la ecuación (6) se examinarán posteriormente. Es suficiente con este punto para requerir de esta función tal que:

$$\frac{\partial \bar{U}(t)}{\partial t} = \frac{\partial \bar{U}(z,t)}{\partial t} \dots\dots\dots (7)$$

En realidad, usando la desigualdad (ecn 7) junto con la definición de las ecuaciones (4) y (5) se desarrollará una parte de la solución dinámica simple, dentro de un comportamiento lento y constante. Sustituyendo la ecuación (3) por la (5) en la ecuación (1) y despreciando el término $\frac{\partial \bar{U}(t)}{\partial t}$ que aparece en la ecuación (7), la perturbación producida está dada por las ecuaciones

$$\frac{1}{\rho} \frac{\partial \hat{P}(z,t)}{\partial z} + \frac{\partial \hat{U}(z,t)}{\partial t} + \frac{1}{\rho} \{ h_f(z,t) - f[\bar{U}(t)] \} = 0. \dots\dots\dots (8)$$

$$\frac{1}{C^2} \frac{\partial \hat{P}(z,t)}{\partial t} + \rho \frac{\partial \hat{U}(z,t)}{\partial z} = 0. \dots\dots\dots (9)$$

Bajo condiciones de flujo constante en una tubería, un gradiente de presión uniforme, se obtiene al mismo tiempo, conociendo la distribución de la velocidad constante para --cualquier sección transversal. Ya que el flujo en el pozo puede ser laminar o turbulento, el efecto viscoso está concentrado en una delgada capa pegada a la pared de la tubería, como el efecto viscoso es una función de la velocidad de distribución bajo un estado constante de flujo, enton--ces la pérdida de presión por fricción por unidad de longitud, es expresada, comunmente como una función de la velocidad media, en la sección transversal.

La expresión para el estado constante de la pérdida de ---presión por fricción por unidad de longitud, $f[\bar{U}(t)]$ en la ecuación (4) para un fluido Newtoniano en flujo laminar está dada por:

$$f[\bar{U}(t)] = \frac{8\rho\nu}{R^2} \bar{U}(t). \dots\dots\dots(10)$$

Donde ν es la viscosidad cinemática y R es el radio de la tubería; para flujo turbulento, la expresión es:

$$f[\bar{U}(t)] = f_r \frac{\rho}{4R} \bar{U}^2(t). \dots\dots\dots(11)$$

Donde f_r es el factor de fricción de Darcy-Weisbach.

Si la presión del gradiente es variable en el tiempo, el -efecto en la frontera de la capa, es diferente a la del --fluído en el centro de la tubería. En el límite de la capa del pozo conocido, las fuerzas de fricción prevalecen por encima de las fuerzas inerciales, de tal forma que la velocidad cerca de la pared de la tubería, estará en fase con el gradiente de presión. Sin embargo, en la región interna de la tubería, las fuerzas inerciales dominan, por lo tanto el gradiente de presión estará dentro de la fase con la aceleración del fluido. Por eso, el gradiente de pre--sión afecta primero la frontera de la capa, variando la pérdida de presión por fricción en la pared del pozo, debido a los cambios sustanciales de la velocidad media en la sección transversal. La pérdida de presión por fricción dependiente del tiempo, que resulta de este fenómeno, se atribuyó a la frecuencia dependiente de la fricción.

Ha sido desarrollada por Zielke, una ecuación de inestabilidad para estimar la pérdida de un fluido Newtoniano en flujo laminar, dentro de una gran tubería, en la cual la

deformación de su pared por el esfuerzo está relacionada con la velocidad media instantánea de la sección transversal y con la última variación de la velocidad. De acuerdo con el desarrollo de Zielke, una expresión para la caída total de presión por fricción por unidad de longitud, $h_f(z,t)$, en la ecuación (1) ha sido dada por:

$$h_f(z,t) = \rho \int_0^t \Phi(u) \frac{\partial U(z,t-u)}{\partial t} du. \dots\dots (12)$$

Donde la función $\Phi(t)$ está definida como la transformada inversa de Laplace, de la transferencia de la función $\Phi(s)$ dada como:

$$\Phi(s) = \frac{2J_1(x)}{xJ_0(x) - 2J_1(x)} \dots\dots\dots (13)$$

Donde

$$x = jR\sqrt{s/\nu},$$

s es el operador de Laplace,
 J_n es la función de Bessel de primer orden $n=0,1$,
 $j = \sqrt{-1}$

Usando la ecuación (13), Zielke ha demostrado que la ecuación (12) puede ser reescrita como:

$$h_f(z,t) = \frac{8\rho\nu}{R^2} U(z,t) + \frac{4\rho\nu}{R^2} \int_0^t \frac{\partial U(z,u)}{\partial t} W_\Phi(t-u) du, \dots\dots (14)$$

En la cual $W_\Phi(t)$ es una ponderación de la función resultante de la transformada inversa de Laplace ($\Phi(s)$). Sustituyendo la ecuación (5) en la ecuación (14) y despreciando el término pequeño acordado para la ecuación (7), se tiene:

$$h_f(z,t) = \frac{8\rho\nu}{R^2} \dot{U}(t) + \frac{8\rho\nu}{R^2} \dot{U}(z,t) + \int_0^t \frac{\partial \dot{U}(z,u)}{\partial t} W_\Phi(t-u) du. \dots\dots (15)$$

Observese que para un estado constante determinado la pérdida total de la función $h_f(z,t)$ definida por la ecuación (15) es igual a las pérdidas del estado constante, cuya función $f[U(t)]$ está definida por la ecuación (10). Por lo que, la diferencia entre la pérdida total de la función estado constante $h_f(z,t) - f[U(t)]$ en la ecuación (8) proviene de la transitoria variación del período corto $\dot{U}(z,t)$, en la velocidad local $U(z,t)$. En vista de que los segundos términos del lado derecho de la ecuación (15) son

parecidos a los segundos términos del lado derecho de la ecuación (14), la equivalencia entre las ecuaciones (12) y (14) producen una expresión, para esta transitoria variación como:

$$h_f(z,t) - f[\bar{U}(t)] = \rho \int_0^t \Phi(u) \frac{\partial \bar{U}(z,t-u)}{\partial t} du. \dots\dots (16)$$

Brown y Zielke indican que es necesario desarrollar la importante y precisa función $\Phi(t)$ para flujo turbulento. Por lo tanto, existen soluciones sin exactitud de la ponderación de la función, para casos de turbulencia Newtoniana. Sin embargo, la pérdida total de la función basada en la ponderación de la función mencionada, si existió, en la definición adecuada de la pérdida de la función estado constante ecuación (11), bajo circunstancias de un estado constante, como una función del flujo laminar Newtoniano.

Por consiguiente, con una aproximación de primer orden, parece lógico asumir que la variación transitoria $h_f(z,t) - f[\bar{U}(t)]$ en la ecuación (8) puede ser descrita con la función de flujo laminar ecuación (16), si el flujo es turbulento. Esta suposición, requiere una expresión exacta para la pérdida de la función estado constante, la cual se utilizó para el caso considerado.

De este modo, las ecuaciones de movimiento linealizadas que describen la perturbación laminar o turbulenta en la presión y el flujo dentro de una tubería con fluido Newtoniano no están dadas por:

$$\frac{1}{\rho} \frac{\partial \hat{P}(z,t)}{\partial z} + \frac{\partial \bar{U}(z,t)}{\partial t} + \int_0^t \Phi(u) \frac{\partial \bar{U}(z,t-u)}{\partial t} du = 0 \dots\dots (17)$$

y

$$\frac{1}{C^2} \frac{\partial \hat{P}(z,t)}{\partial t} + \rho \frac{\partial \bar{U}(z,t)}{\partial z} = 0. \dots\dots (18)$$

III.-

SOLUCION TECNICA.

Hay una variedad de soluciones técnicas disponibles para resolver las ecuaciones (17) y (18), varias han sido probadas por Goodson y Leonard, y junto con el método característico aplicado por Zielke y Brown se considera como lo más exacto. Sin embargo, este método tan exacto es impracticable, debido al almacenaje requerido y al tiempo de computación. Por lo que, una técnica de solución de gran rapidez para resolver las ecuaciones de movimiento se ha desarrollado de la siguiente manera:

Primero se introduce dentro del funcional diagrama de bloques, la solución más aproximada de las ecuaciones (17) y (18) en el dominio de Laplace, para una longitud de la línea dada. Enseguida, la aproximación lineal de varios operadores dentro del diagrama, se obtuvo y las ecuaciones (4) y (5) fueron incorporadas .

Para una longitud de flujo estable, L , la solución de las ecuaciones (17) y (18) en el dominio de Laplace, para la presión y el flujo en los extremos de la línea se aplican con $z=0$, y $z=L$ y añadiendo los datos del pozo conocido se obtienen las ecuaciones hiperbólicas dadas por:

$$\hat{P}_L(s) = \hat{P}_0(s) \cosh[\Gamma(s)] - Z(s) \hat{U}_0(s) \sinh[\Gamma(s)], \dots\dots (19)$$

y

$$\hat{U}_L(s) = \hat{U}_0(s) \cosh[\Gamma(s)] - \hat{P}_0(s) / Z(s) \sinh[\Gamma(s)], \dots\dots (20)$$

donde:

$$\Gamma(s) = T_0 s [1 + \Phi(s)]^{1/2} \dots\dots (21)$$

y

$$Z(s) = Z_0 [1 + \Phi(s)]^{1/2}, \dots\dots (22)$$

con:

$$\hat{P}_n(s) = \bar{x} [\hat{P}(n, t)]_{n=0L}$$

$$\hat{U}_n(s) = \bar{x} [\hat{U}(n, t)]_{n=0, L}$$

$T_0 = L/C$ tiempo adiabático de atraso entre $z=0$ y $z=L$

$Z_0 = \rho C$ (onda de impedancia en la línea y

\bar{x} = transformada de Laplace.

$\Phi(s)$ esta definida en la ecuación (13).

Las ecuaciones (19) y (20) pueden calcularse en una estación doble o cuatro estaciones terminales de la red.

Una de las cuatro posibles representaciones, en las cuales las variables dependientes son consideradas como entradas y salidas, está mostrándose en la figura 4. En esta representación, $\hat{P}_O(s)$ y $\hat{U}_L(s)$ son entradas, con $\hat{P}_L(s)$ y $\hat{U}_O(s)$ como salidas, todas indicadas por la dirección de las flechas. La generación del operador $e^{-\Gamma(s)}$ en la figura 4, es la responsable de la dispersión y del atraso del tiempo característico de la solución. Obsérvese, que en las ecuaciones (21) y (13) este operador es extremadamente complicado, tanto, que obtener el valor del tiempo exacto del dominio representado por la variación, sería sumamente difícil. Posteriormente fueron usadas dos aproximaciones simplificadas para vencer esta dificultad, la primera y la más exacta de estas aproximaciones se conoce como la aproximación digital, llamada así porque esta integrada dentro de la porción digital de una computadora híbrida. La segunda aproximación, la cual puede producir una solución más rápida que la primera, fue conocida como la aproximación analógica y está integrada en la porción correspondiente de una computadora híbrida.

Una simple e idéntica aproximación, la cual produce ambos efectos, el dispersivo y el atraso del tiempo, está dada por:

$$e^{-\Gamma(s)} \approx e^{-\alpha T_0 s} \frac{A_1}{\tau s + 1}, \quad (23)$$

en la cual α , T_0 , τ , y A_1 deben ser elegidas para obtener resultados razonables, los cuales se pueden mostrar si son obtenidos cuando:

$$A_1 = 1, \quad (24)$$

$$\Im[\Gamma(j\omega_c)] = \pi/2, \quad (25)$$

$$\tau = \frac{1}{\omega_c} [e^{2\Re[\Gamma(j\omega_c)]} - 1]^{1/2}, \quad (26)$$

y

$$\alpha = \frac{1}{T_0 \omega_c} \left[\frac{\pi}{2} - \tan^{-1}(\tau \omega_c) \right], \quad (27)$$

donde $R[\]$ es la parte real de $[\]$, $j[\]$ es la parte imaginaria de $[\]$ y ω_n es la frecuencia con la cual las perturbaciones en el flujo y la presión, oscilan cuando un extremo de la línea es bloqueado y el otro extremo está sometido a una reducida variación en el comportamiento de la presión (Línea principal de frecuencia). Naturalmente, una forma simple para la aproximación analógica, es un parámetro introducido de segundo orden dado por:

$$e^{-\Gamma(s)} = \frac{1}{\left(\frac{s}{\omega_n}\right)^2 + 2\zeta\left(\frac{s}{\omega_n}\right) + 1} \dots (28)$$

donde además, puede estar indicado, que la selección razonable para los parámetros ω_n y ζ es:

$$\omega_n = \omega_c \dots (29)$$

y

$$\zeta = \frac{1}{2} e^{\Re[\Gamma(\omega_c)]} \dots (30)$$

La impedancia característica de la función $Z(s)$, en el diagrama de bloques figura 4, es para suministrar el efecto de carga que la línea manda debido a la aparición de perturbaciones en la presión y el flujo, siendo similar a la resistencia en un sistema eléctrico, por lo tanto, puede estar representado como el factor de proporcionalidad entre la presión y el flujo. Aunque, la característica de impedancia en la ecuación (22), realmente produce efectos dinámicos en el valor del tiempo, Karam ha demostrado que estos efectos seguramente pueden ser ignorados en la formulación, dada en la figura 4. Por lo tanto, despreciando $\Phi(s)$ en la ecuación(22) obtenemos :

$$Z(s) = Z_0 = \rho C, \dots (31)$$

En la cual Z_0 es una constante conocida como la onda de impedancia.

Después de esto, utilizando la manipulación apropiada del diagrama de bloques y la incorporación de la ecuación (5) se considera que las perturbaciones en la velocidad del estado constante para un período corto, son insignificantes cuando son comparadas con las perturbaciones en la velocidad local para un punto dado. El diagrama de bloques mencionado, es la representación de las soluciones técnicas digital y analógica indicadas en las figuras 5A y 5B, respectivamente. Estos diagramas son mostrados con el

operador dominio del tiempo notación P, donde P representa el tiempo de diferenciación; las variables Φ y θ , son generadas y aproximadas durante el funcionamiento por el operador y son conocidas como las variables de dispersión de la onda. Durante la formulación minuciosa de las soluciones técnicas, estas variables tienen las unidades de la velocidad. Por consiguiente, la información en la entrada acerca de las perturbaciones en la presión y el flujo, es transferida de un extremo de la línea al otro por medio de estas funciones de movimiento con la velocidad de recorrido. Después de esto, se hace necesario completar la definición de la velocidad del estado constante $\bar{U}(t)$, con la definición de la función ponderada $W_u(t)$, en la ecuación (6). El análisis de la ecuación (6) demuestra que $\bar{U}(t)$, es igual a la integral del tiempo ponderado, con la distancia a través de la velocidad media $\bar{U}_z(t)$, la cual es la velocidad instantánea de distribución calculada sobre la línea de flujo. Por lo tanto, $\bar{U}(t)$, puede estar expresada en un calculo doble como:

$$\bar{U}_z(t) = \frac{1}{L} \int_0^L U(z,t) dz \dots\dots\dots (32)$$

y

$$\bar{U}(t) = \int_0^t \bar{U}_z(u) W_u(t-u) du \dots\dots\dots (33)$$

Para que $\bar{U}_z(t)$, pueda ser introducida en la ecuación (31) la solución técnica digital, se determinó con un incremento de tiempo (Δt) como:

$$\bar{U}_z(t) = \frac{1}{2(1 + \alpha T_o \beta)} \left(\theta_o(t) + \phi_o(t) + \beta \left\{ \sum_{l=2}^{N_m} [\theta_l(t) + \phi_l(t)] + A[\theta_1(t) + \phi_1(t)] \right\} \right) \dots\dots\dots (34)$$

donde N_m es el valor grande del número entero truncado de:

$$\left(\frac{\alpha T_o}{\Delta t} + 1 \right),$$

$$A_2 = \alpha T_o - (N-1)\Delta t,$$

$$\beta = 1 - e^{-\Delta t/\tau},$$

ϕ_0, ϕ_1 es el rendimiento de los filtros de $\theta = \phi$ en el intervalo de tiempo t .

I es la ubicación de la onda de dispersión variable, con su respectivo tiempo de atraso en el registro.

Con la solución técnica analógica, puede ser demostrado que el valor de $\bar{U}_z(t)$, está calculado discretamente con el incremento de tiempo (Δt), por el siguiente algoritmo.

$$\bar{U}_z(t) = \frac{[U_0(t) + U_1(t)] \frac{\Delta t}{2} + \bar{U}_z(t - \Delta t) T_0}{T_0 + \Delta t} \dots \dots \dots (35)$$

La dispersión y el tiempo de atraso, características de una línea de transmisión, son dadas por el número de disipación $D_n = \nu T_0 / R^2$ y el tiempo de atraso adiabático T_0 . Por otra parte, puede ser demostrado que el valor de $W_u(t)$, en la ecuación (33) está dado por:

$$W_u = \delta e^{-\delta t}, \dots \dots \dots (36)$$

donde

$$\delta = \left\{ \frac{D_n}{4 + D_n} \right\}^{1/2} \frac{\pi}{2T_0}$$

Esto completa la deducción de las soluciones técnicas analógica y digital. La técnica digital está representada en la figura 5A y por el diagrama funcional de bloques. Por medio de las ecuaciones (27) y (31), son definidos los parámetros para la ecuación (25). La pérdida de presión por fricción por unidad de longitud para el estado constante está calculada por medio de la ecuación (10). Para calcular el flujo laminar es la ecuación (11) la velocidad promedio del flujo turbulento es calculada de las ecuaciones (33), (34) y (36).

La técnica analógica está representada en la figura 5B por el diagrama funcional de bloques, junto con los parámetros definidos por las ecuaciones (25), (26), (30), y (31). La pérdida de presión por fricción por unidad de longitud para el estado constante, está calculada por medio de las ecuaciones (10) y (11) como se señaló antes, la velocidad promedio se calculó de las ecuaciones (33), (35) y (36).

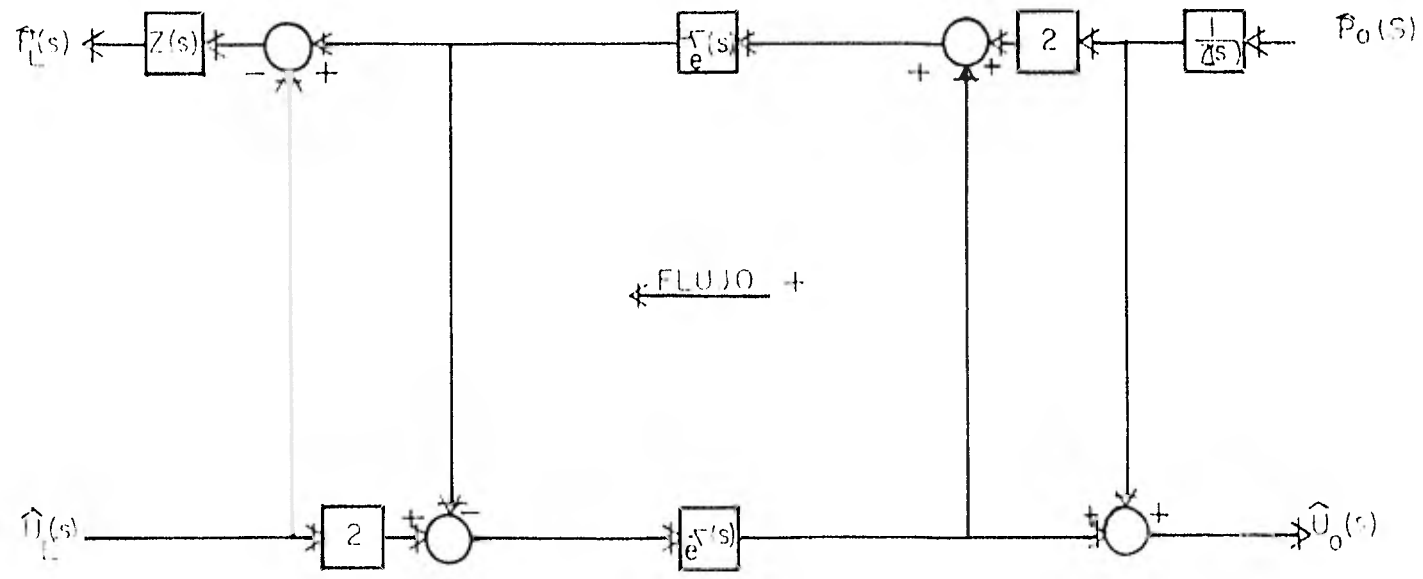
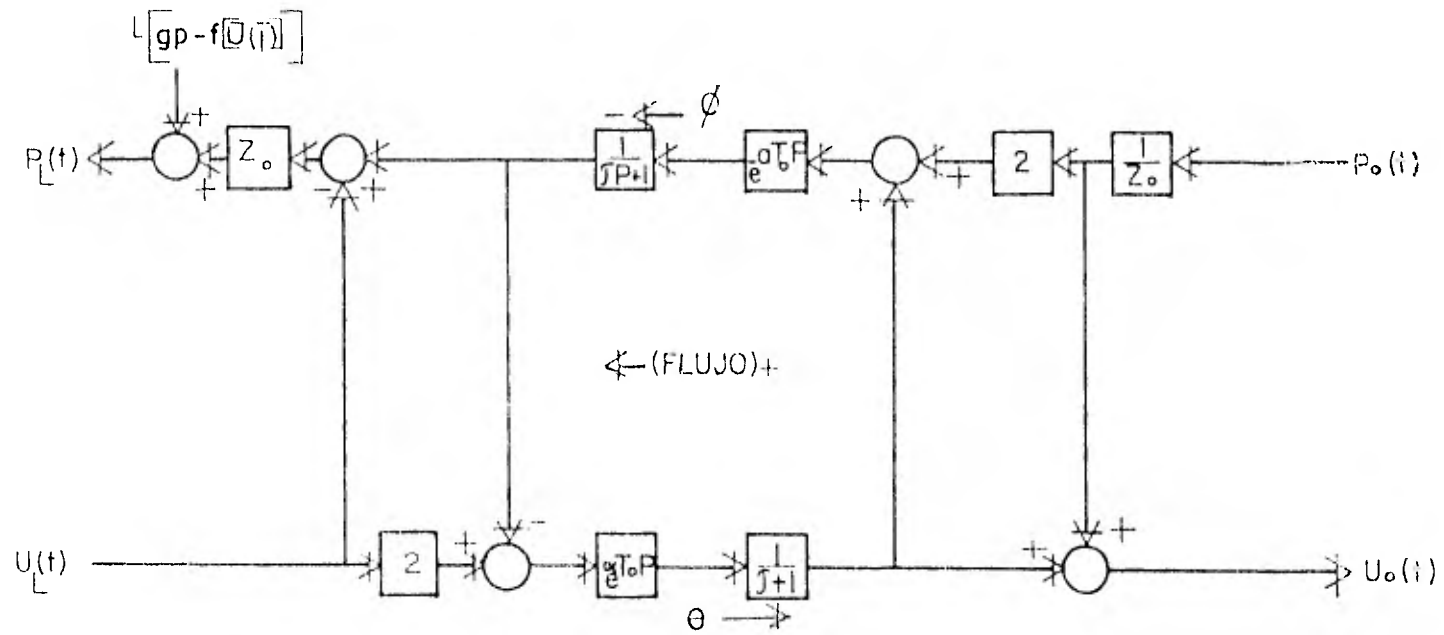


FIG4- REPRESENTACION DE LA LINEA DE TRANSMISION CON DOS TERMINALES ENTRADAS PARA LA PRESION Y EL FLUJO



A APROXIMACION DIGITAL

FIG.5A- SOLUCION TECNICA DIGITAL

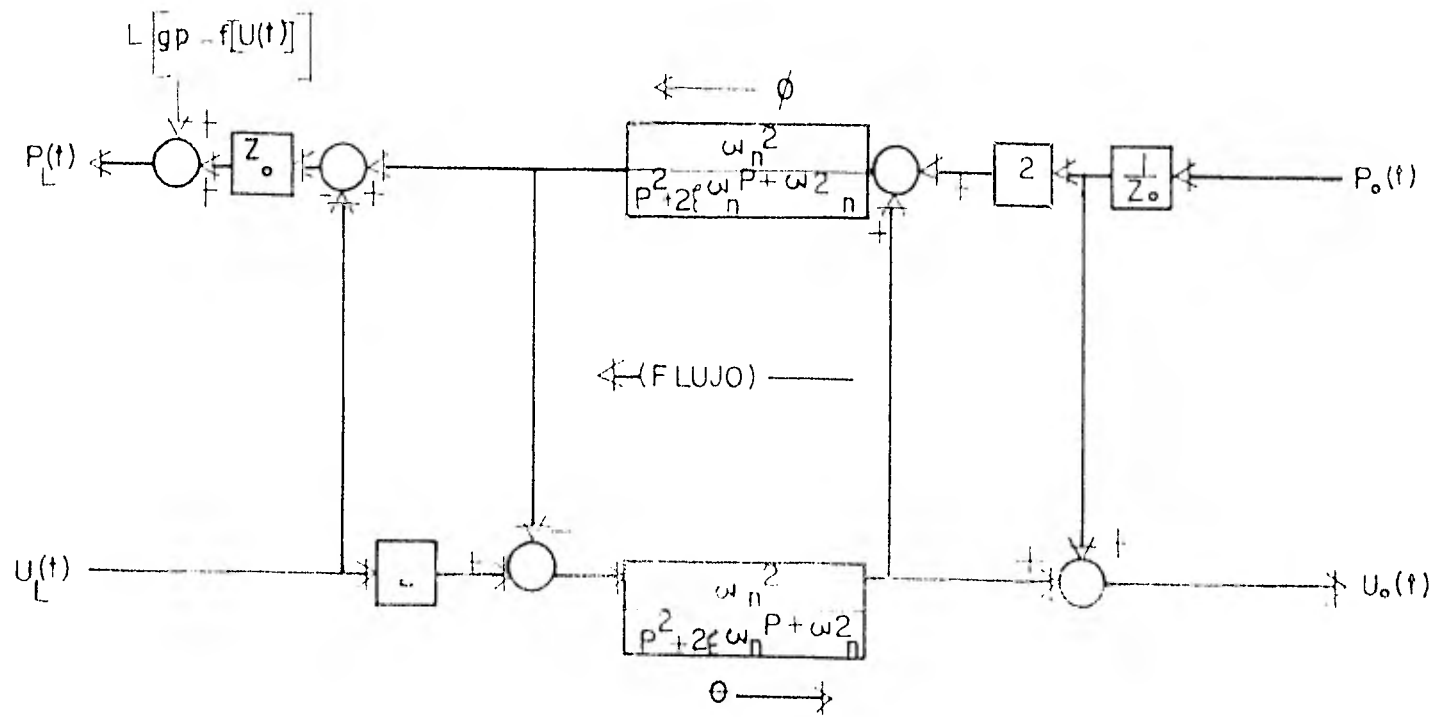


FIG 5B- SOLUCION TECNICA ANALOGICA

IV.- COMPROBACION TECNICA.

Para comparar las técnicas digital y analógica desarrolladas, Holmboe y Rotaleau realizaron un experimento, a causa del transitorio golpe de ariete, los resultados numéricos fueron comparados con datos de ensayos ya publicados.

El aparato para el experimento, que se muestra en la figura 6, consiste en una tubería de cobre de una pulgada de (D.I.), que va conectada a un tanque de agua de 60 galones y termina en una válvula que cierra al ser golpeada. Aproximadamente tres pies de esta tubería, cuya longitud total es de 118.4 pies, se enrosca en forma de una espiral, empotrándose posteriormente en concreto para reducir las vibraciones.

Para simular un yacimiento infinito se mantuvo constante la presión del tanque por compresión del aire, con la válvula abierta y la velocidad de flujo constante se estableció U_0 dentro de la tubería, después fue cerrada la válvula y la variación transitoria de la presión resultante a causa del golpe de ariete, fue registrada en la misma. La figura 7, muestra el resultado experimental de un aceite de alta viscosidad, junto con el resultado numerico de la solución técnica analógica y digital obtenido antes. También son mostrados los resultados de Zielke, utilizando el método de características.

Solamente una solución de fricción utilizó el estado constante, la otra abarcó los efectos de la frecuencia dependiente de la fricción. Estas respuestas están indicadas, como la presión total de la válvula $P(t)$, menos la presión inicial P_0 , antes del cierre de la válvula, dividida por el golpe de ariete propiciado en la parte superior de la válvula $U_0 Z_0$ contra el tiempo normalizado (t/T_0) . La solución de Zielke demuestra, que usando el estado constante de fricción producido, unicamente se obtiene una aproximación general de la fluctuación medida. Sin embargo, la solución que incluye los efectos de la frecuencia dependiente de la fricción, predice el decaimiento más grande de las oscilaciones y además aproxima cuidadosamente la deformación de la onda formada.

Los resultados de las soluciones analógica y digital, indican que estas dos técnicas también predicen el decaimiento más grande de las oscilaciones y en un menor grado la deformación de la onda formada. No obstante, a causa del efecto por el atraso del tiempo, solamente la exactitud de la aproximación digital es completamente buena sobre todo durante el primer periodo.

La parte principal del error puede ser atribuida a la aproximación de la característica impedancia en la onda de la impedancia.

Puesto que el atraso del tiempo característico del método, se aproxima para un desplazamiento de fase con la aproximación analógica, estas dos técnicas son clasificadas como aproximaciones de frecuencia baja. Así que, la precisión de estas técnicas mejorará con el tiempo. Se observa que la solución de Zielke, no es suficiente utilizando el estado constante de fricción, ya que la simulación requiere de un valor de tiempo efectivo, la exactitud dinámica de cualquiera de estas dos técnicas debe ser probada junto con su solución de tiempo cíclico. La solución de tiempo cíclico, es para estimar el valor del tiempo efectivo tomado de un programa digital, para un cálculo dado, hasta obtener la solución deseada del mismo, a causa del incremento del tiempo efectivo de t hasta $t + \Delta t$. De igual manera con cualquier técnica de integración digital, la exactitud de la aproximación digital y el método de características mejorará dentro de las limitaciones de error recurrente, conforme el tiempo de incremento (Δt), de la solución se reduce. Sin embargo, para que la solución sea utilizada con el tiempo efectivo, se requiere que la solución de tiempo cíclico sea menor o igual que la solución incremento de tiempo. Un simple cálculo puede ser usado para comparar la solución de tiempo cíclico, con el método frecuencia dependiente de la fricción de Zielke y con la aproximación digital.

Debe considerarse, la cantidad total de cálculos (adiciones, multiplicaciones etc.) que se requieren para un programa cíclico como una particularidad del mismo. Además, se puede demostrar que para la aproximación digital este número es alrededor de 50 y es independiente de la solución incremento de tiempo. Por comparación del análisis de las ecuaciones de Zielke, puede ser demostrado que esta cantidad es aproximadamente, $100(T_0/\Delta t)^2$. En este caso, hasta para una gran solución imaginaria de incremento de tiempo, igual al tiempo de atraso de la línea, la solución técnica digital, es dos veces tan segura como el método de características. En la figura 7, se representa adecuadamente la deformación de la onda. Una solución más realista de incremento de tiempo sería $(T_0/5)$. Para este valor, está visto que la aproximación técnica digital es 50 veces más segura que el método de características.

Por lo tanto, parece razonable admitir una pequeña pérdida en la precisión con la aproximación técnica digital, a cambio de una gran rapidez en la obtención. Por otra parte, la aproximación técnica analógica, es un procedimiento bastante exacto aún cuando se requirió de una solución técnica rápida.

PARAMETROS PARA EL EXPERIMENTO DEL GOLPE DE ARIETE

$$V = 0.427 \times 10^{-3} \text{ ET/SEC } (39.67 \text{ mm}^2/\text{sec})$$

$$C = 4345 \text{ FT/SEC } (13244 \text{ m/sec})$$

$$P = 0.0416 \text{ FT } (1.268 \text{ cm})$$

$$D_n = 6723 \times 10^{-3}$$

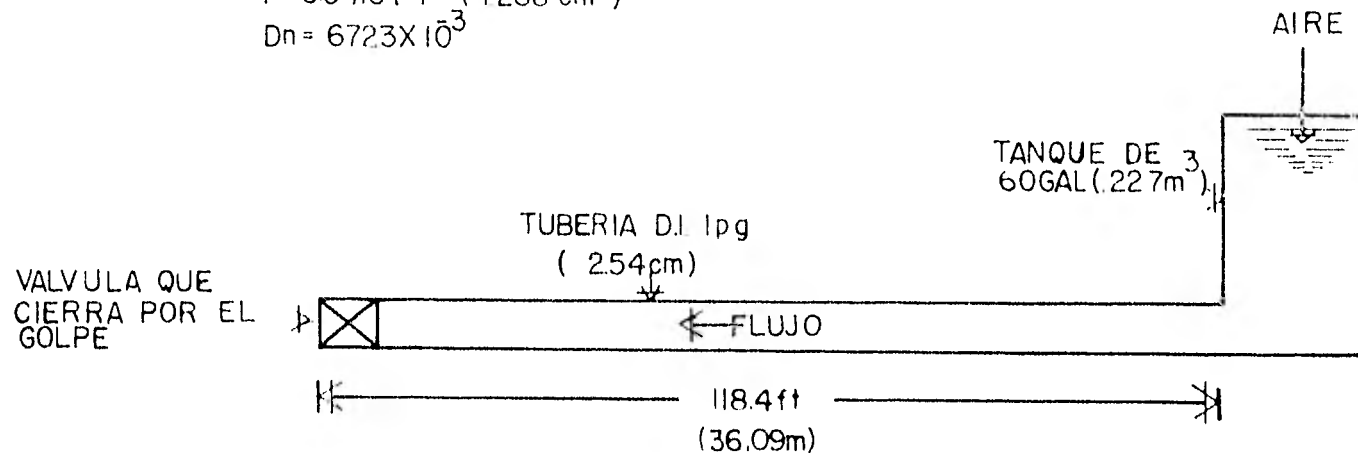


FIG.6- APARATO ESQUEMATICO PARA EL EXP DEL GOLPE DE ARIETE

$P(t) - P_0$
U. Z.

METODO DE CARACTERISTICAS SOLO
CON EL EDO DE FRICCION CONSTANTE

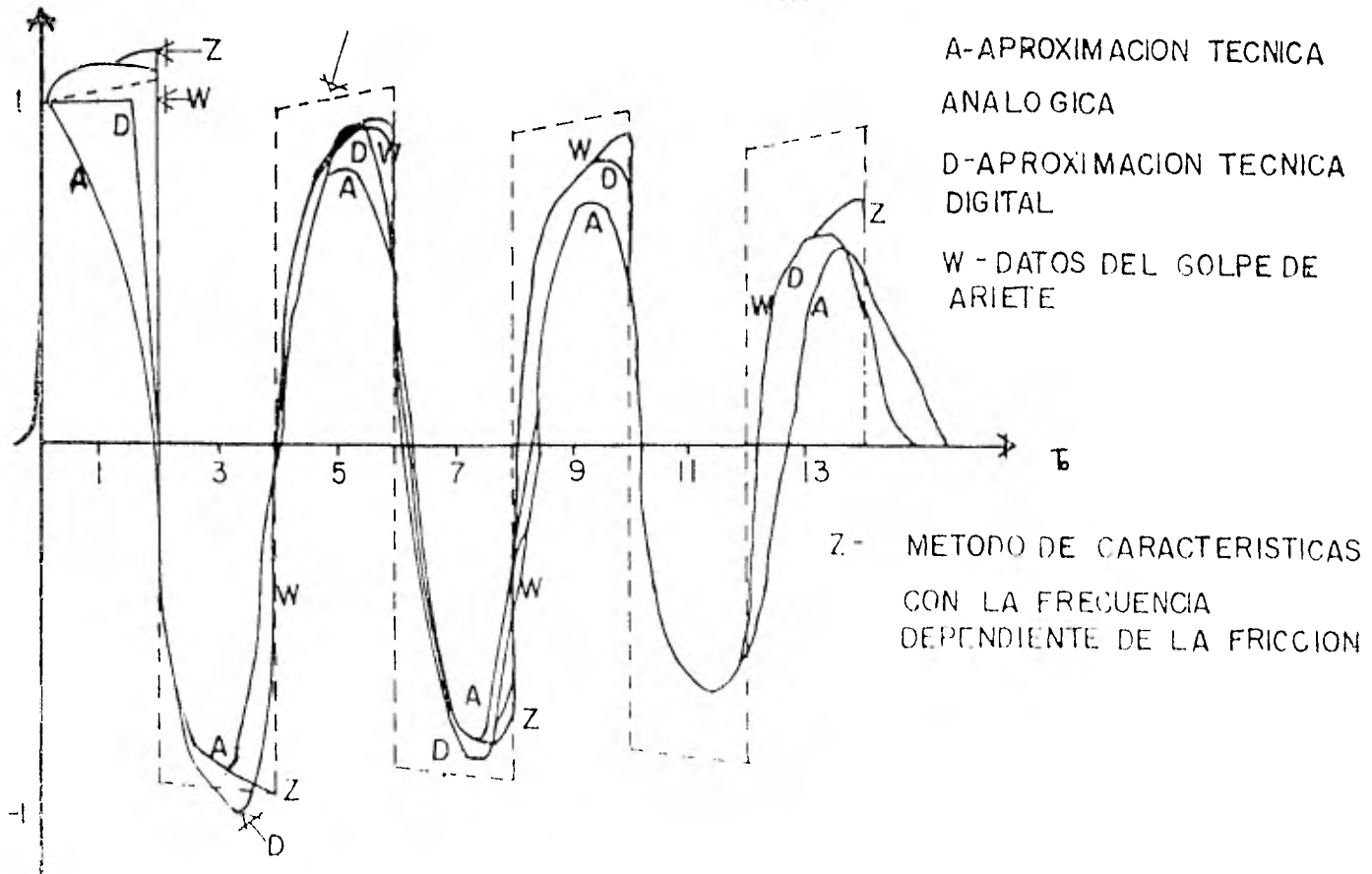


FIG.7 - RESULTADOS DEL TRANSITORIO GOLPE DE ARIETE EN LA VALVULA

V.- LINEA DE TRANSMISION PARA LA TUBERIA DE PERFORACION.

Para estimar el cambio en el diámetro interior, entre la tubería de perforación y los collares, es necesario modelar la tubería de perforación como líneas dobles de flujo conectadas en secciones. Sin embargo, en el ensayo específico del montaje del pozo que se modeló, no hay secciones acopladas en la sarta de perforación. En este caso, puede asumirse que la sarta de perforación, es sólo una subdivisión de una longitud constante, de área circular y sección transversal constante.

Dentro del rango de velocidades de la tubería de perforación, se encontró que usualmente los lodos más usados en la perforación, son en general modelados como plásticos de Bingham no Newtonianos. Así que para usar la solución técnica de la primera parte, en la predicción de la propagación de la presión y el flujo en la tubería de perforación, es necesario efectuar modificaciones convenientes, que indiquen la naturaleza no Newtoniana del lodo de perforación. Puede demostrarse, que la caída de presión por unidad de longitud $\frac{dP}{dz}$ para el estado constante, durante el flujo de un plástico de Bingham en una tubería circular lisa está dada por:

$$\frac{dP}{dz} = \frac{2\rho}{D} \bar{U}^2 f_f \dots\dots\dots (1)$$

donde:

- ρ es la densidad del fluido.
- D es el diámetro de la tubería.
- \bar{U} es la velocidad media del fluido.
- f es el factor de fricción de Fanning.

Sin embargo, a diferencia del caso Newtoniano, el factor de fricción de Fanning en la ecuación (1), para un plástico de Bingham, es función del número de Reynolds-Bingham N_{ReB} y del número de Headstrom N_{He} . Estos se definieron como:

$$N_{ReB} = \frac{\rho U D}{\mu_p} \dots\dots\dots (2)$$

y

$$N_{He} = \frac{\rho D^2 \tau_y}{\mu_p} \dots\dots\dots (3)$$

Donde μ_p es la viscosidad plástica de Bingham y τ_y es el esfuerzo cortante, producido por el plástico de Bingham.

El enlace entre la velocidad media de flujo y el gradiente de presión, para el plástico de Bingham en flujo laminar, dentro de una tubería circular, está expresado por la famosa ecuación de Buckingham-Rainer como:

$$\bar{U} = \frac{D}{8\mu_p} \tau_y \left(\frac{1}{x} + \frac{x^3}{3} - \frac{4}{3} \right), \dots\dots\dots (4)$$

donde:

$$\frac{1}{x} = \frac{D}{4\tau_y} \left(\frac{dP}{dz} \right).$$

Empleando la ecuación (1) por la (3), la ecuación (4) puede ser rearmada para indicar la relación entre flujo laminar f_f y el N_{ReB} con un N_{He} dado como:

$$\frac{1}{N_{ReB}} = \frac{f_f}{16} - \frac{N_{He}}{6N_{ReB}^2} + \frac{N_{He}^4}{3f_f^3 N_{ReB}^8} \dots\dots\dots (5)$$

Según ha sido indicado por Govier, el gradiente de presión para un flujo turbulento de un plástico de Bingham, es independiente del número de Headstrom, de tal forma que la relación f_f y N_{ReB} en flujo turbulento está dada por:

$$\frac{1}{\sqrt{f_f}} = -1.737 \ln \left(\frac{1.255}{N_{ReB} \sqrt{f_f}} \right), \dots\dots\dots (6)$$

donde $N_{ReB} > 4000$. La transición de flujo laminar a flujo turbulento para $N_{He} > 2 \times 10^3$, sucede cuando la relación laminar ecuación (5), intercepta la relación turbulenta ecuación (6), sin embargo, la relación (5), no es exacta para valores de $N_{He} > 2 \times 10^3$. Las ecuaciones (5) y (6), muestran como N_{He} se aproxima a cero, a medida que el fluido plástico de Bingham se aproxima a un fluido Newtoniano, cuya viscosidad está dada por μ_p .

Por lo que el valor del factor de fricción para un fluido Newtoniano, será aproximado en la región de transición $2000 < N_{ReB} \leq 4000$, por la relación lineal:

$$f_f = 6.0215 \times 10^{-3} + 9.8925 \times 10^{-7} N_{ReB} \dots\dots\dots (7)$$

Resumiendo, en un estado constante durante la perforación, con una velocidad de flujo \bar{U} dada, la pérdida de presión por fricción con el lodo plástico de Bingham en la tubería de perforación es:

$$\frac{dP}{dz} = \frac{2\rho}{D} \bar{U}^2 f_f \dots\dots\dots (8)$$

donde f_f es el valor más grande en la ecuación (5) o (7) para $N_{ReB} \leq 4000$ y > 4000 .

En la primera parte, se indicó, que los parámetros α y τ para la aproximación de la propagación del operador fueron funciones de la viscosidad del fluido. Además esta aproximación estuvo apoyada sobre una perturbación en el flujo con respecto a un estado constante valuado.. Así que, para determinar estos parámetros, es necesario definir la equivalencia Newtoniana de viscosidad μ_e del plástico de Bingham, con el promedio de la velocidad constante dada.

Con la ley de viscosidad de Newton, para flujo laminar dentro de una tubería circular, puede señalarse que:

$$\mu = \frac{D^2}{32} \frac{d}{dU} \left(\frac{dP}{dz} \right) \dots\dots\dots (9)$$

Por consiguiente, la equivalencia de viscosidad laminar de un plástico de Bingham, para una particular velocidad de flujo \bar{U} , es aquella viscosidad de un fluido Newtoniano, cuya variación en la presión del gradiente $d/dU(dp/dz)$, es igual a aquella del plástico de Bingham. Por lo que la sustitución $d/dU(dp/dz)$, de la ecuación (4) en la ecuación (9) produce:

$$\mu_e = \frac{\mu_p}{1-x^4} \dots\dots\dots (10)$$

donde x es la solución de la ecuación (4) con \bar{U} . Adviértase que la equivalencia de viscosidad depende de la velocidad. Aunque, esto no es cierto para flujo turbulento. Se ha asumido en la primera parte, que sea el flujo laminar o turbulento la característica dispersiva que ocasiona una perturbación en el flujo de una línea de transmisión fue determinada por una relación laminar.

Recuerdese de la ecuación (6), que un plástico de Bingham en flujo continuo, actúa parecido a un fluido Newtoniano con la viscosidad plástica de Bingham μ_p . En consecuencia, la equivalencia turbulenta de viscosidad de un plástico de Bingham está dada por:

$$\mu_e = \mu_p \dots\dots\dots(11)$$

Siguiendo el desarrollo en la primera parte, la tubería de perforación se modeló como se ha indicado en la figura 8, usando la solución técnica digital. El operador P indica el tiempo de diferenciación. Adviertase, que el espacio de la coordenada z, se ha medido positivamente hacia arriba a partir del fondo de la tubería de perforación, puesto que la velocidad del fluido es positiva hacia abajo. Algunos de los parámetros en el diagrama de bloques de la figura 8, se obtuvieron por medio de las ecuaciones citadas aquí, las cuales en su mayoría corresponden a la primera parte; α se calculó de las ecuaciones (27), (25), (21) y (13) en la primera parte, τ es calculada de las ecuaciones (26), (25), (21) y (13) de la misma. $dP/dz(\bar{U})$ es calculada de la ecuación (8) en la segunda parte. \bar{U} es calculada de las ecuaciones (33), (34) y (36) en la primera parte. $Z_m = \rho_m C_m$.

Los argumentos usados en las ecuaciones anteriores se indican como sigue:

Viscosidad cinemática

$$v = \frac{\mu_e}{\rho_m}$$

Tiempo de atraso adiabático.

$$T_0 = \frac{L}{C_m}$$

Velocidad del sonido.

$$C_m = \sqrt{\frac{\beta_m}{\rho_m}}$$

Número de disipación.

$$D_n = \frac{v T_0}{R^2}$$

De estas ecuaciones se tiene que:

β_m es el coeficiente de compresión del volúmen del lodo de perforación;

ρ_m es la densidad del lodo.

μ_e es la equivalencia de viscosidad del lodo, para flujo laminar ecuación (10) y para flujo turbulento ecuación (11).

L es la longitud de la tubería de perforación.

R es el radio de la tubería de perforación.

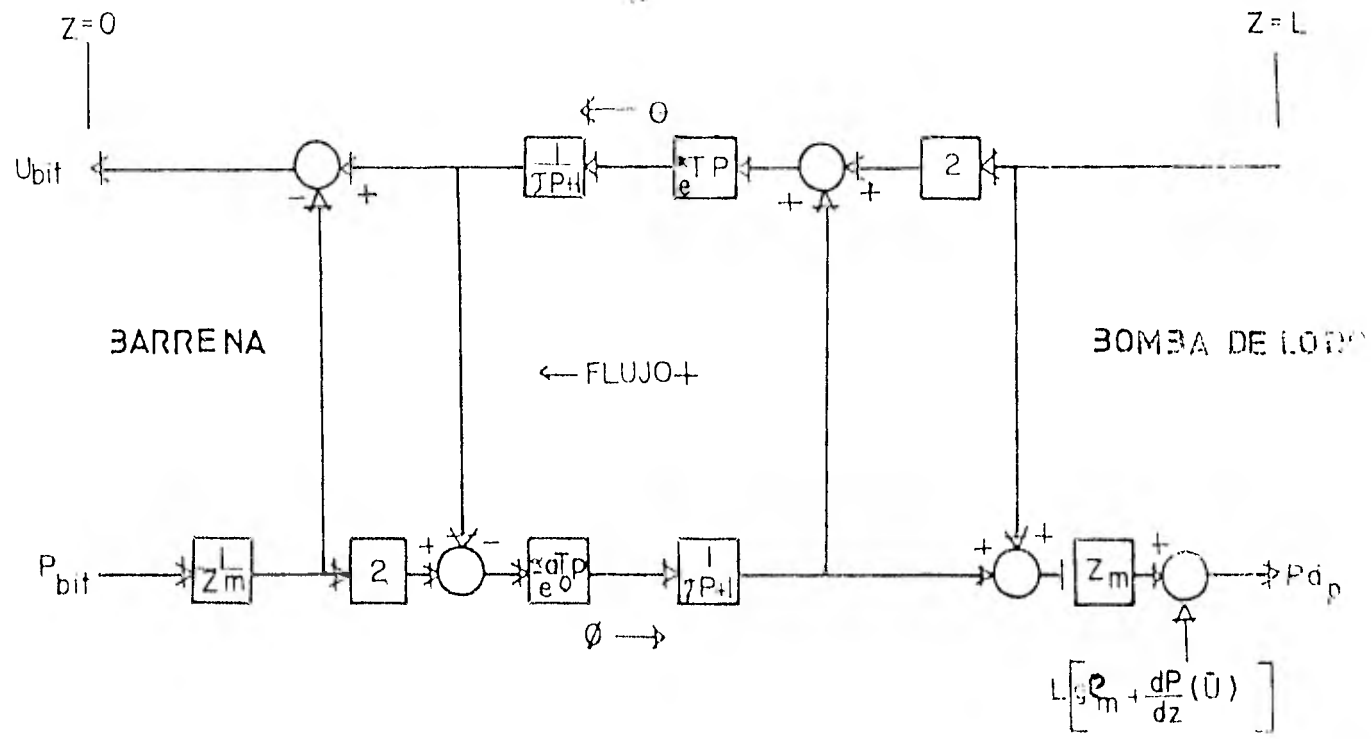


FIG 8-MODELO DE LA LINEA DE TRANSMISION PARA LA TUBERIA DE PERFORACION

VI.- LINEAS DE TRANSMISION PARA EL LIQUIDO ANULAR.

En casi todas las operaciones de perforación, las dimensiones radiales de las tuberías cambiarán de manera uniforme, desde la superficie hasta el fondo del pozo. El diámetro externo del pozo puede variar si la T.R. está compuesta de varias secciones acopladas, es esta la razón por la que se nota una disminución de éste con la profundidad. El diámetro interior de las tuberías, se determinó por el tamaño externo de la sarta de perforación, el cual varia si son usados los portabarrenas.

Por lo tanto, para valorar el comportamiento de estas variaciones en una dimensión anular, se requiere un modelo para las tuberías que debería ser integrado por un número de secciones acopladas, dependiendo éstas del número y del tamaño de las variaciones. De cualquier modo, durante el ensayo específico del montaje del pozo que se modeló, el avance de éste ha sido cubierto con el mismo tamaño de tubería hasta el fondo, sin secciones acopladas en la sarta de perforación; de tal manera que las dimensiones de las tuberías son constantes en toda la profundidad del pozo.

Una relación establecida para flujo laminar continuo de un plástico de Bingham, dentro de un conducto anular, ha sido derivada por Frederickson, Etal como:

$$2\lambda_+ (\lambda_+ - x) \ln \left(\frac{\lambda_+ - x}{k\lambda_+} \right) + (k+x)^2 + 2x(1 - \lambda_+) - 1 = 0, \dots (12a)$$

$$(\lambda_+ - x)^3 x - x \left[\frac{24\mu_p U(1 - k^2)}{D_o^3 \tau_y} + 4(1 + k^3) \right] + 6\lambda_+ (x - \lambda_+)(1 - k^2) + 3(1 - k^4) = 0, \dots (12b)$$

y

$$\lambda_+ = \lambda_- + x, \dots (12c)$$

donde:

D_o es el diámetro exterior de las tuberías.
 K es la razón del diámetro de las tuberías (D_i/D_o)
 λ_+, λ_- son los parámetros dimensionales que describen el golpe del flujo en los límites de una región, y

$$\frac{1}{x} = \frac{D_o}{4\tau_y} \left(\frac{dP}{dz} \right).$$

Un factor de fricción de Fanning durante el flujo laminar descrito por la ecuación (12), se definió como:

$$f_f = \frac{D_e}{2\rho U^2} \left(\frac{dP}{dz} \right), \dots \dots \dots (13)$$

donde:

$$D_e = D_o \left[\frac{1-k^4}{1-k^2} - \frac{1-k^2}{\ln(1/k)} \right]^{1/2}$$

y dP/dz es la solución de la ecuación (12) con la velocidad de flujo U dada.

Ha sido indicado que el factor de fricción, para el flujo turbulento de un fluido Newtoniano dentro de una tubería, debe ser calculado de la línea de transmisión, cuando el número de Reynolds está apoyado en el diámetro equivalente laminar D_e . En este caso, por lo que respecta a la tubería de perforación, se supuso que el flujo turbulento de un plástico de Bingham dentro de una tubería, debe ser representado por la ecuación (6) ó (7) con el número de Reynolds-Bingham apoyado en D_e , de ahí que:

$$\frac{dP}{dz} = \frac{2\rho}{D_e} U^2 f_f, \dots \dots \dots (14)$$

donde f_f es el valor grande en la ecuación (13) ó (6) para $N_{ReB} < 4000$, en la ecuación (13) o ecuación (3) para $N_{ReB} \geq 4000$ con $N_{ReB} = \frac{\rho D_e U}{\mu_p}$.

En cuanto a la tubería de perforación, también es necesario calcular una equivalencia de viscosidad. Esta equivalencia de viscosidad laminar debe ser calculada de:

$$\mu_e = \frac{D_e^2}{32} \frac{d}{dU} \left(\frac{dP}{dz} \right), \dots \dots \dots (15)$$

donde la derivada del gradiente de presión con respecto al flujo, será calculada por una diferencia finita de aproximación, con la ecuación (12). Para flujo turbulento dentro de las tuberías, la equivalencia de viscosidad turbulenta está dada simplemente por la viscosidad del plástico de Bingham ecuación (11) .

Para definir los parámetros de la propagación aproximada del operador de la primera parte, se ha indicado en la referencia 4, que la propagación de éste en la línea anular, pudo ser obtenida de la propagación del mismo en la línea circular, si el radio R fue sustituido por el radio hidráulico R_h de las tuberías. Bajo una adecuada suposición, el radio hidráulico se ha dado por:

$$R_h = D_o \frac{(1-k)}{2} \dots \dots \dots (16)$$

La solución técnica analógica de la primera parte puede manejar líneas cortas llenas de fluido, mejor que la solución técnica digital, por lo que se usó la primera. La habilidad para manejar líneas de transmisión cortas es importante, porque la línea de fluido, después de la región de gas en fase doble, es de longitud cero, mientras que el gas está en el fondo del pozo y la longitud de la línea de fluido, fuera de la región en fase doble se aproxima a cero conforme el gas se acerca a la superficie. Por lo que, las líneas anulares superior e inferior mostradas en las figuras 9 y 10 respectivamente, son descritas por la aproximación analógica.

La aparente diferencia, al sumar los puntos de estos diagramas se atribuyó a las definiciones indicadas del flujo positivo y z positiva. Algunos de los parámetros dentro de los bloques de las figuras 9 y 10, se calcularon por medio de las ecuaciones aquí citadas. ω_n se calculó con las ecuaciones (29), (25), (21) y (13) en la primera parte. δ se calculó de las ecuaciones (30), (25), (21) y (13) en la misma. $dP/dz(\bar{U})$ se calculó con la ecuación (14) en la segunda parte. \bar{U} se calculó con las ecuaciones (35), (33) y (36) en la primera parte.

$$Z_m = \rho_m C_m$$

Los argumentos para estas ecuaciones se resumen como siguen:

Viscosidad cinemática:

$$\nu = \frac{\mu_e}{\rho_m}$$

Tiempo de atraso adiabático:

$$T_o = \frac{L}{C_m}$$

Velocidad del sonido:

$$C_m = \sqrt{\frac{\beta_m}{\rho_m}}$$

Número de disipación:

$$D_n = \frac{vT_o}{R_h^2}$$

En estas ecuaciones:

β_m es el coeficiente de compresión del volumen del lodo de perforación.

ρ_m es la densidad del lodo.

μ_e es la equivalencia de viscosidad del lodo de perforación para flujo laminar, ecuación (15) y para flujo turbulento ecuación (11).

$L = h_1$ o h_2 , y

R_h es el radio hidráulico de las tuberías ecuación (16).

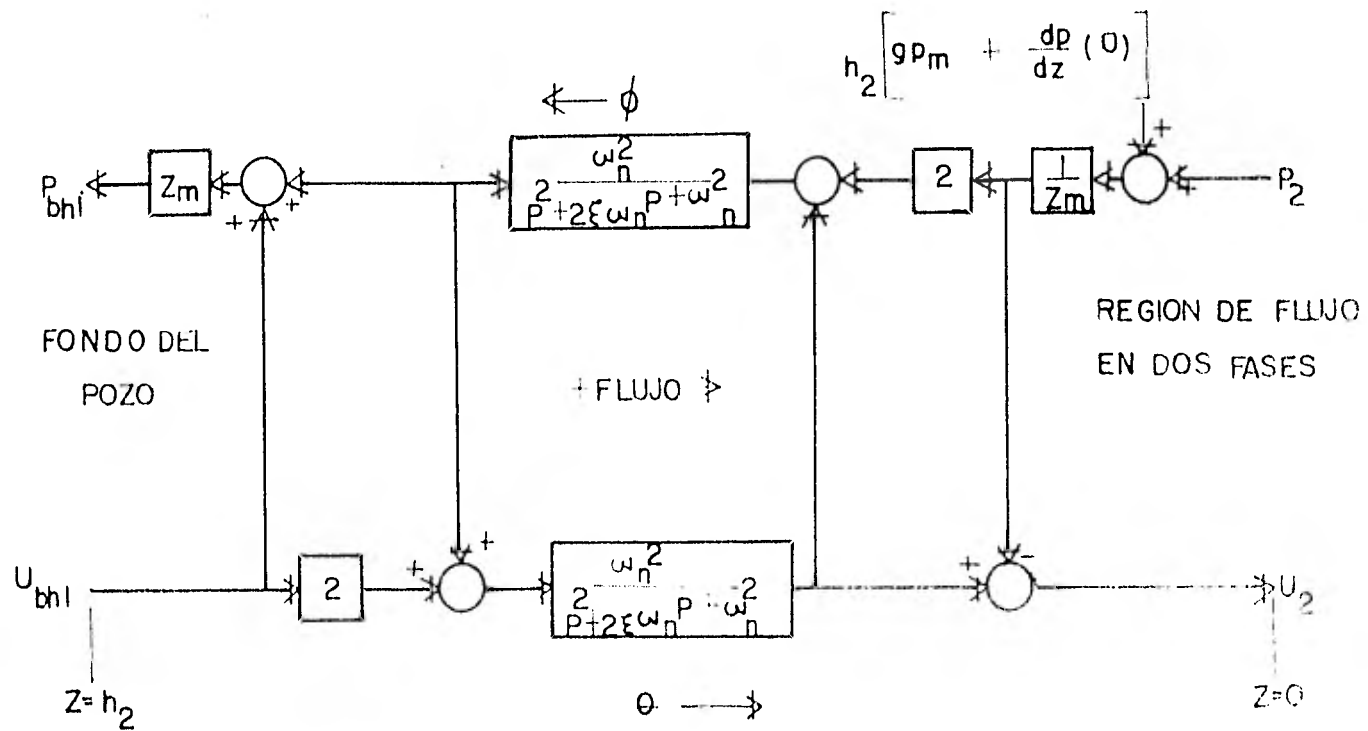
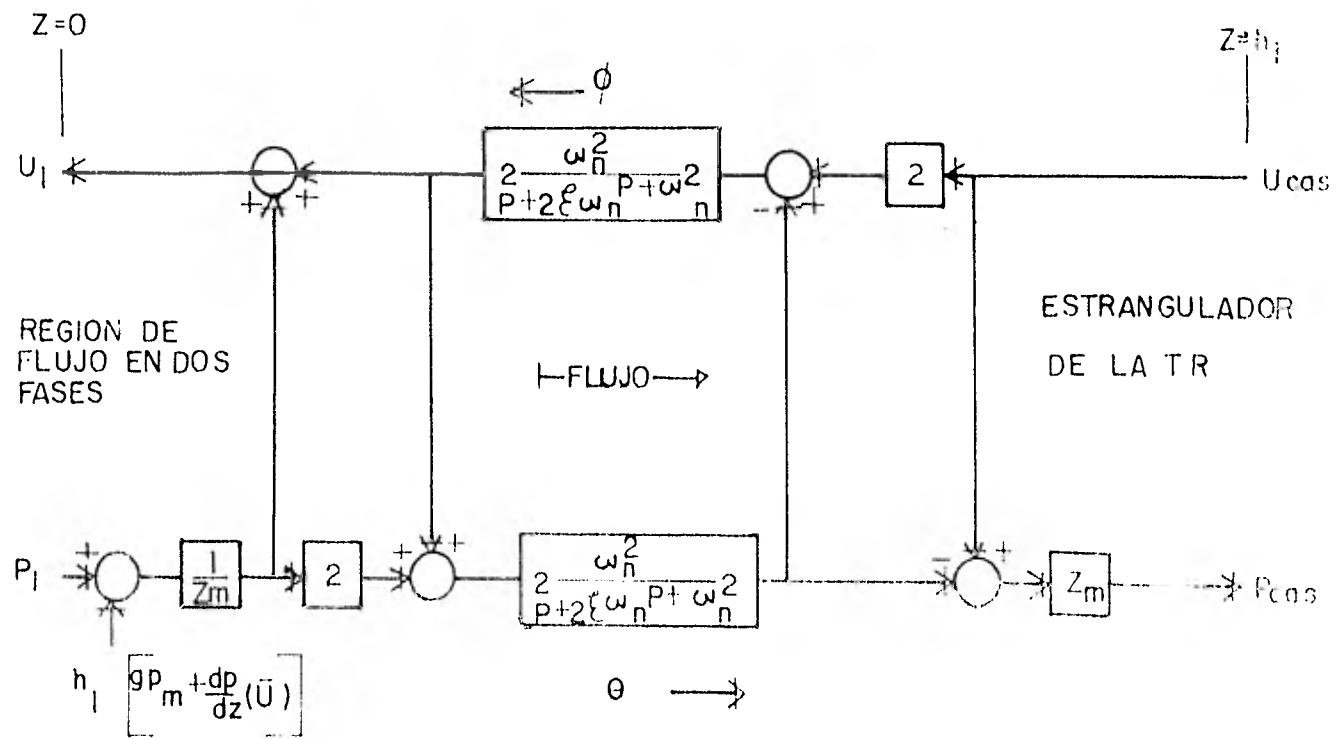


FIG 9- MODELO DE LA TRANSMISION DEL FLUIDO EN LA LINEA ANULAR INFERIOR



FIGIO- MODELO DE LA TRANSMISION DEL FLUIDO EN LA LINEA ANULAR SUPERIOR

VII.- LINEA DE TRANSMISION PARA LA REGION DE FLUJO EN DOS FASES.

La región de flujo en dos fases contiene una mezcla de gas y lodo, en la cual, el gas surge con una velocidad relativa hacia el lodo. Para tratar esta región como una línea de transmisión, es necesario determinar primero, como varían las propiedades físicas esenciales de esta región, conforme el gas es circulado fuera del pozo. Estas propiedades después se emplearon para definir una equivalencia en fase única de un fluido Newtoniano, para que la solución técnica digital desarrollada en la primera parte pueda ser aplicada.

Aunque, las propiedades reológicas del lodo, pueden estar consideradas frecuentemente independientes de la temperatura, no siendo así, para situaciones de alta temperatura por la profundidad de los pozos. La temperatura dependiente de las propiedades del gas, también debe ser considerada. Sin embargo, evaluar el problema de la transferencia neta de calor entre la fase del lodo y gas, con una formación fluyendo bajo estas circunstancias, es una tarea fácil sobre todo si se cuenta con algunos datos manejados anteriormente, ya que su alcance es tan grande como este estudio. Además, la transferencia de calor entre el gas y el lodo depende en una gran extensión del tamaño, del movimiento y de la distribución individual de las burbujas de gas, dicha transferencia no ha sido tratada adecuadamente en la literatura. Así que, durante este estudio la temperatura del gas y el lodo es constante.

Por otra parte, aún cuando más información llega ha ser utilizada en la variación real de las temperaturas, esta fácilmente se puede incorporar en el desarrollo que sigue.

Con los datos disponibles, introducidos durante el curso aproximado de la circulación en la prueba del pozo que se simuló, se supo que la temperatura de una muestra de lodo tomada durante el recorrido, para que sea representativa, debe provenir aproximadamente de la mitad de las tuberías y tiene un valor de 80° F, mientras se extrae del pozo, esta temperatura es usada para el estudio del modelo.

La región de flujo en dos fases, ha sido definida como aquella parte de la tubería, que siempre contiene gas

desde el cabeceo inicial. Se supuso, que durante la circulación de este cabeceo, la presión en el fondo del pozo se mantiene por arriba de la presión de la formación, para que un segundo cabeceo no ocurra. Por lo tanto, para determinar la posición y la longitud de la región en doble fase, es necesario mantener únicamente el curso del fluido respectivo de las líneas y el cabeceo inicial entre los límites superior e inferior de las mismas conforme el gas se circula fuera del pozo.

Las velocidades y por lo tanto, la posición de estos límites están determinados por la velocidad local del gas en el límite respectivo. En cambio, la velocidad de elevación del gas depende de su distribución natural dentro de la región en doble fase. Ya que un cabeceo de gas, por lo general ocurre cuando se perfora una formación porosa, la distribución inicial del mismo es supuesta y es parecida a la que se produce mientras que el gas fluye a través de una placa porosa dentro de una corriente de fluido.

Esta distribución, se conoció con el modelo burbuja de flujo y se caracterizó por una suspensión de burbujas de gas separadas dentro de un flujo continuo. Hay muchos sistemas de flujo burbujeante, recorridos por burbujas - pequeñísimas que toman una forma esférica, Las burbujas que son muy grandes y asumen una forma cilíndrica dentro de una tubería circular, casi la llenan al desplazarse en ella. Este moderno sistema se denominó modelo del golpe del flujo.

Una multitud de estudios han sido empleados en la determinación de la característica velocidad de elevación del gas, durante el flujo vertical dentro de una geometría cilíndrica y en menor grado para una geometría anular. Todos estos estudios han mostrado que la velocidad absoluta de elevación del gas U_b , durante el flujo de cualquier burbuja, o modelos del golpe del flujo deben ser expresados por:

$$U_b = C_o U_f + U_o \quad (1)$$

donde:

- U_f es la velocidad media del fluido en la cual el gas está apareciendo.
- U_o es la velocidad de elevación del gas estancado,
- C_o es una constante determinada empíricamente, que depende de la geometría del flujo.

El análisis del trabajo, citado por Wallis, indica que para la clasificación de los parámetros encontrados en un pozo, la velocidad de elevación del gas estancado debe ser dada por:

$$U_o = 0.345 \left[D_c g \frac{(\rho_l - \rho_g)}{\rho_l} \right]^{1/2}, \dots \dots \dots (18)$$

donde:

- ρ_l es la densidad del líquido.
- ρ_g es la densidad del gas.
- g es la aceleración debida a la gravedad.

El parámetro D_c , es una dimensión característica de la geometría del tubo y del tamaño de la burbuja durante el cabeceo.

Aunque el gas no apareció completamente durante el flujo del cabeceo y solo un poco de éste, dentro del modelo burbuja de flujo, las burbujas más grandes tendrán un diámetro del orden a la diferencia del radio ΔR , al de las tuberías. Por lo tanto, con ΔR , como la dimensión característica D_c , la ecuación (18) produce:

$$U_o = 0.345 \left[g \Delta R \frac{(\rho_l - \rho_g)}{\rho_l} \right]^{1/2}, \dots \dots \dots (19)$$

El análisis de la velocidad de elevación del gas estancado, se hizo con datos generados por Rader durante el ensayo real del pozo, el cual se modeló mostrando que la ecuación (19) dá un valor de U_o , que es muy parecido al valor medido. Ahora bien, la ecuación (18) muestra que las burbujas pequeñas suben más lentamente que las grandes, debido a que en el modelo burbuja de flujo existe una distribución de acuerdo al tamaño de éstas; el uso de la ecuación (19) es necesario para estimar la rapidez del flujo de las burbujas hacia el límite superior del modelo. Por consiguiente, las burbujas pequeñas que no se unen a las más grandes, a medida que el tiempo transcurre, se reunirán en la parte más baja de la región de flujo en dos fases. A causa de su menor estancamiento en su velocidad de elevación, por lo tanto, la velocidad de éstas es menor en el límite inferior que en el límite superior.

Por otra parte, cualquier lodo que absorbe gas cuando ocurre el cabeceo inicial y lodo libre de gas, que absorbe gas por el flujo hacia abajo a través de la región que contiene gas libre, se unirán en el fondo de la región de flujo en dos fases, después de las burbujas de gas libre. A medida que la presión, dentro de la región de flujo en dos fases, se reduce por la expansión de gas

libre, una parte del gas que se absorbió saldrá fuera de la solución como burbuja de gas libre muy pequeñas. Por consiguiente, el gas absorbido actúa muy parecido a las burbujas pequeñas de gas libre, esencialmente sin el estancamiento en la velocidad de elevación, a fin de que puedan unirse solamente con otras burbujas de gas libre, en el fondo de la región de flujo en dos fases.

Por lo tanto, los dos efectos discutidos señalan que la velocidad del límite inferior de la región de flujo en dos fases, está dada por la ecuación (17) con $U_0=0$, mientras que la velocidad del límite superior de esta región, está dada por la ecuación (17) con la velocidad de elevación del gas estancado, dada por la ecuación (19). Griffith ha mostrado que el valor C_0 en la ecuación (17) varía como una función de la relación del diámetro, desde 1.2 para un tubo circular, hasta 1.13 conforme el diámetro interno de un tubo anular se aproxima al diámetro externo.

Un diagrama de la supuesta distribución del gas, dentro de aquella parte de las tuberías que ha sido definida como la región de flujo en dos fases, se muestra en la figura 11. La posición de la región de flujo en dos fases, h_1 en esta figura, se dió por:

$$h_1(t) = h_1(0) - \int U_{b1}(t) dt, \dots \dots \dots (20)$$

donde: $h_1(0)$ es el valor inicial de h_1 y - - - - -

$U_{b1}(t) = C_0 U_1(t) + U_0(t)$. De igual manera, la longitud de la región de flujo en dos fases h_{tpf} está dada por:

$$h_{tpf}(t) = h_{tpf}(0) + \int |U_{b1}(t) - U_{b2}(t)| dt, \dots \dots \dots (21)$$

donde: $h_{tpf}(0)$ es el valor inicial de h_{tpf} y $U_{b2}(t) = C_0 U_2(t)$. Advertase en la ecuación (20), que cuando $h_1(t) = 0$, ha alcanzado la cima del pozo, desde este punto, la longitud de la región se obtiene con la ecuación (21), con $U_{b1} = 0$

Designando el volúmen total de gas dentro de esta región, para cualquier tiempo como: $V_g(t)$, el promedio de la fracción vacía $X_g(t)$. Para la región de flujo en dos fases está definida como:

$$X_g(t) = \frac{V_g(t)}{A h_{tpf}(t)} \dots \dots \dots (22)$$

donde A es el área anular de la sección transversal, descrita como: las pérdidas de gas en la región de flujo en dos fases, cuando éstas llegan a la cima del pozo. Por lo tanto, el valor de $V_g(t)$ depende de la ubicación de esta región. No obstante, para que pueda ser mostrada como una longitud $h_1(t) > 0$, se tiene:

$$V_g(t) = V_g(0) + A \int [U_1(t) - U_2(t)] dt, \dots (23)$$

donde $V_g(0)$ es el cabeceo inicial del volumen de gas. En la referencia 11, se está mostrando como el volumen de gas, después de la región de flujo en dos fases, ha alcanzado la cima del pozo, esta singular manera se dio con:

$$V_g(t) = V_g(0) + A \int [U_1(t) | 1 - X_R(t) - U_2(t)] dt, \dots (24)$$

Ya probada por Wallis la técnica simple proporciona la teoría para un flujo transitorio homogéneo y el análisis de un estado constante de flujo en dos fases. Convenientemente, el promedio de las propiedades se determinó y la mezcla se trató como un pseudofluido que obedece a la ecuación común de un componente individual de flujo. Por lo tanto, después de esto se supuso que la región de flujo en dos fases puede estar representada por una equivalencia particular de un fluido en fase Newtoniana, cuyas propiedades esenciales se basaron en el promedio instantáneo de la fracción vacía citada anteriormente.

En vista de que las propiedades esenciales de esta región, sustituirán las condiciones limitadas en las cuales el gas y el lodo no están presentes, ellas se conocen con:

$$\bar{\mu}(t) = X_R(t) \mu_R + [1 - X_R(t)] \mu_l \dots (25)$$

y

$$\bar{\rho}(t) = X_R(t) \rho_R(t) + [1 - X_R(t)] \rho_l \dots (26)$$

donde $\bar{\mu}(t)$ es la viscosidad media instantánea y $\bar{\rho}(t)$ es la densidad media instantánea. La viscosidad del líquido μ_l en la ecuación (25), está dada por la equivalencia de viscosidad del lodo de perforación (μ_c en la ecuación 10 ó 15), por medio de la velocidad de bombeo dentro de las tuberías. A fin de que pueda ser demostrado como $\mu_R \ll \mu_c$, la presión dependiente de la viscosidad del gas en la ecuación (25), se despreció. Sin embargo, la densidad del gas $\rho_R(t)$ en la ecuación (26), está dada por la ecuación general de estado para un gas,

puesto que se supuso que el gas se distribuyó como una mezcla burbujeante.

Una expresión para la velocidad media instantánea del sonido \bar{C} , para este fluido homogéneo, fue obtenida por Wood y se expresa como:

$$[\bar{C}(t)]^2 = \frac{1}{\bar{\rho}(t) \left[\frac{X_g(t)}{\rho_g C_R^2} + \frac{1-X_g(t)}{\rho_l C_l^2} \right]}, \dots (27)$$

donde:

$$C_R^2 = R_g T_g,$$

$$C_l^2 = \frac{\beta_l}{\rho_l},$$

y β es el coeficiente de compresibilidad del volumen de fluido.

Después de esto, es posible formular la solución técnica digital para la línea de transmisión con flujo en dos fases. Recordemos que esta solución técnica produce la presión transitoria, solución recomendada para un estado constante de presión. No obstante, puede ser demostrado, que para la línea de transmisión en dos fases, esta presión, es la presión media del gas, con la densidad media del mismo establecida en el centro geométrico de la región.

Por lo que toca a las líneas de líquido, necesitamos una expresión para la impedancia Z_2 , para la velocidad media \bar{U} y para el gradiente de presión por fricción $dP/dz(\bar{U})$. En este término posterior, el hecho de que el gradiente de presión por fricción, observado dentro de un sistema de flujo en dos fases, sea significativamente diferente del que se observó dentro del flujo en una fase, ha sido estudiado por una gran cantidad de investigadores.

Diferentes correlaciones han sido desarrolladas para predecir el gradiente de presión durante el flujo vertical de una mezcla gas-líquido. Dos de las mejores correlaciones empíricas durante la caída de presión, fueron determinadas por Ros y Duns-Ros. De cualquier modo la complejidad de estos dos métodos impiden su uso, un método más directo producido por Beggs, se basó en una fase doble múltiple y se usó para este estudio. Beggs se apoyó analizando por regresión datos experimentales en una correlación empírica, para fase doble múltiple como:

$$M_{tpf} = e^S, \dots\dots\dots(28)$$

con S definida por:

$$S = \frac{Y}{-0.0523 + 3.182Y - 0.8725Y^2 - 0.01853Y^4}$$

donde:

$$Y = \ln\left(\frac{\lambda}{X_l^2}\right)$$

X_l es el promedio de la fracción líquida y λ es la cantidad del líquido fluyendo en la sección de prueba dividido por el flujo total de ésta.

Bajo la suposición de que el gas se distribuyó igualmente para un volumen de lodo, la entrada de líquido λ en una longitud incrementada de la región de flujo en dos fases, es igual al promedio de la fracción líquida X_l , dentro de esta región. En consecuencia, el argumento Y en la ecuación (28) se conocio con:

$$Y = \ln\left(\frac{1}{X_l}\right) \dots\dots\dots(29)$$

Por esto y de acuerdo con Beggs la definición M_{tpt} para las pérdidas de presión por fricción en un estado constante, función $dP/dz(\bar{U})$ se dió por :

$$\frac{dP}{dz}(\bar{U}) = M_{tpf} \left(\frac{dP}{dz} \Big|_{X_l} + \frac{dP}{dz} \Big|_{X_g} \right) \dots\dots(30)$$

En la ecuación (30), $dP/dz \Big|_{X_l}$ se calculó de la ecuación (14) como si estuviera fluyendo unicamente lodo con la velocidad de flujo media (\bar{U}). Así mismo, $dP/dz \Big|_{X_g}$ para el gas, se calculó por la ley técnica Newtoniana:

$$\frac{dP}{dz} \Big|_g = \frac{2}{D_e} \rho_g \bar{U}^2 f_f \dots\dots\dots(31)$$

donde:

$$f_f = \frac{16}{Re} \text{ para } Re \leq 2,000,$$

$$f_f = 6.0215 \times 10^{-3} + 9.8925 \times 10^{-7} Re, \text{ para } 2,000 < Re \leq 4000$$

y
$$\frac{1}{\sqrt{f_f}} = -1.7371 \ln \left[\frac{1.255}{Re \sqrt{f_f}} \right], \text{ para } Re > 4,000,$$

con:

$$R_e = \frac{\bar{\rho}_g \bar{U} D_c}{\mu_g}$$

De es el diámetro equivalente laminar de las tuberías,
 $\bar{\rho}_g$ es la densidad media del gas.
 μ_g es la viscosidad del gas.

La expresión para la velocidad media de flujo $\bar{U}(t)$, se usó con la ecuación anterior junto con la impedancia Z_2 , tales expresiones son demasiadas largas por lo que no aparecen aquí. De cualquier modo, los detalles completos se establecen con la referencia 11.

El modelo completo para la línea de transmisión con flujo en dos fases, se basa en la figura 12. El espacio coordenado z , es positivo hacia arriba y se midió del centro geométrico de la región. El flujo se definió como positivo hacia arriba. Las ecuaciones para el cálculo de los diferentes parámetros en los diagramas de bloques se resumieron aquí. Luego se calculó de las ecuaciones (27), (25), (21) y (13) en la primera parte. Se calculó de las ecuaciones (26), (25), (31) y (13) en la misma, $dP/dz(\bar{U})$ se calculó de la ecuación (28), a través de la (31). En la segunda parte \bar{U} y Z_2 se definieron con la referencia 4.

Los argumentos para las distintas ecuaciones se resumieron como sigue:

Viscosidad cinemática.

$$\bar{\nu} = \frac{\bar{\mu}}{\bar{\rho}}$$

Tiempo de atraso adiabático:

$$\tau_o = \frac{h_{tpf}}{C}$$

Número de disipación:

$$D_n = \frac{\bar{\nu} T_o}{R_h^2}$$

En estas ecuaciones la $\bar{\rho}$ se calculó de la ecuación (26), la $\bar{\mu}$ de la ecuación (25), C de la ecuación (27), R_h de la ecuación (16) y h_{tpf} de la ecuación (21).

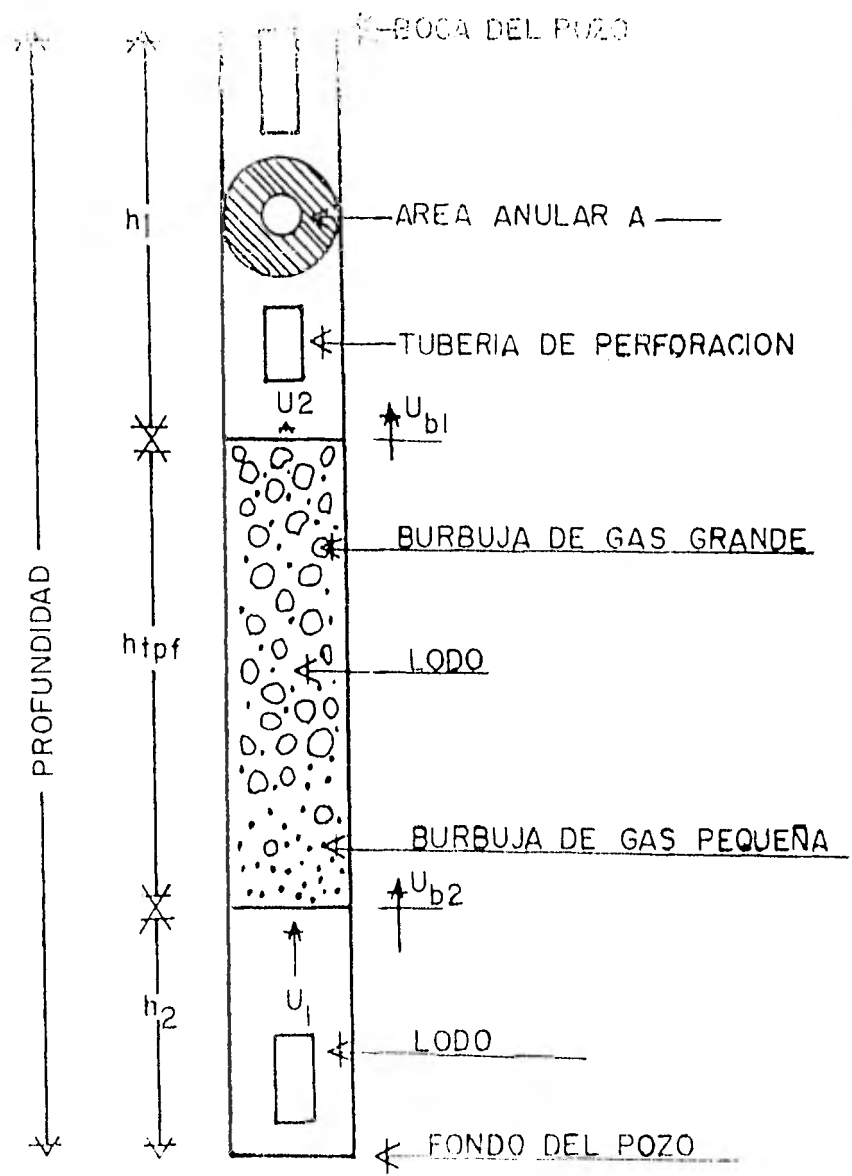


FIG 11- DISTRIBUCION DEL CABECEO DE GAS EN LAS TUBERIAS

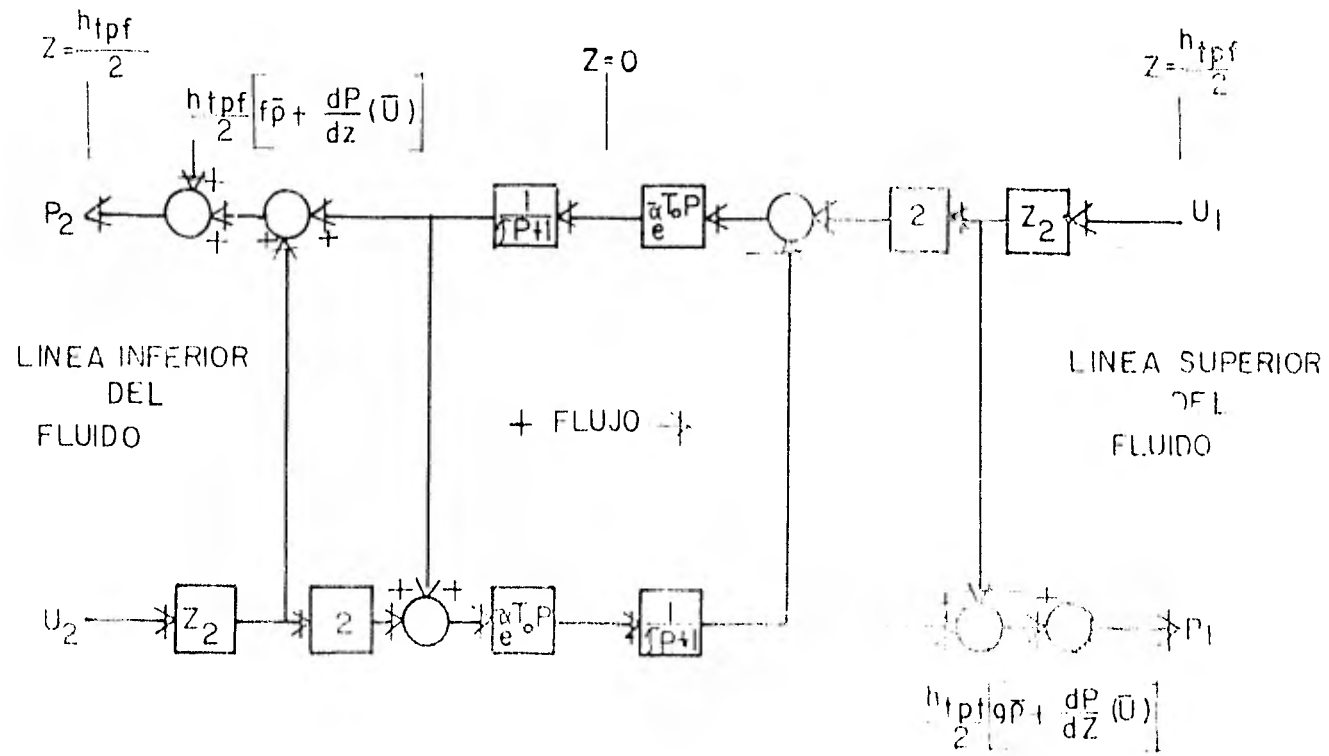


FIG 12-MODELO DE LA LINEA DE TRANSMISION PARA LA REGION DE FLUJO EN DOS FASES

VIII.- LODO, BOMBA, BARRENA Y ESTRANGULADOR DE LA T.R.

Los modelos para la bomba, la barrena y el estrangulador son los más sencillos del sistema. Para la bomba, casi se linealiza un punto actuante sobre una presión instantánea, que es la curva característica de aquella; teniendo en cuenta que la velocidad de la bomba, no puede cambiar instantáneamente para una variación medida con la posición del estrangulador. Entonces un modelo simple para ser manejado es este:

$$(TP)K_T - P_{dis}K_L = \tau_m \frac{dN}{dt} + N.$$

donde:

TP es la posición normalizada del estrangulador para, $0 \leq TP \leq 1$.

τ_m es el tiempo constante del sistema.

N es la velocidad de la bomba, ciclos/segundos

P_{dis} es la presión de descarga en la bomba.

K_L es la constante de linealización determinada con la presión (curva de velocidad de la bomba sobre un punto actuante).

K_T es la presión instantánea no linealizada.

t es el tiempo.

El flujo de la bomba, $Q(N)$, está dado por:

$$Q(N) = NV_p + \Delta Q \sin(2\pi KNt).$$

donde:

V_p es el volumen total de líquido bombeado en un ciclo completo.

ΔQ es el cambio máximo en el volumen total de la bomba, por cada ciclo completo, expresado como una cantidad de flujo.

K es dos veces el número de pistones durante un efecto simple de la bomba, o cuatro veces para un efecto doble de la misma.

Para las toberas de la barrena, se usó la presión normal del flujo característico, en un orificio prototipo; el estrangulador de la T.R. se modeló como una área ideal ajustable al orificio prototipo, en el cual ésta se ajustó para un volumen limitado del pistón hidráulico.

El término rango limitado, significa, que cuando el mando se abra o se cierre el pistón golpeará a un gasto constante, el valor de este gasto puede ser determinado por el perforador con el tablero de mando del estrangulador. La orden de mando hacia el estrangulador de la T.R. llega a ser simplemente: abrir, mantener o cerrar.

Las secciones diferentes del pozo modelo, ya pueden estar unidas dentro de un sistema completo como se ha mostrado en la figura 3 de la primera parte. Los resultados durante la implementación de este modelo se dan a continuación.

IX.- RESULTADOS DINAMICOS EN UN PERIODO LARGO.

El modelo híbrido completo del pozo, fue implementado con el uso de una Xeros Corporation XDS/930, con calculador digital generado para una aplicación dinámica, Corporation AD/4 con calculador analógico. Los parámetros físicos diferentes de este modelo, fueron tomados del pozo de entrenamiento " B " 7 en el campo de la Universidad Baton Rouge LA, del Estado de Louisiana. En esta parte, los resultados simulados de algunos cabeceos de gas durante el curso de la circulación, realizada con este modelo se compararon con datos ya publicados. Aunque esta comparación solo justifica en parte al mismo, con su particular montaje, el modelo proporciona capacidad antes no aprovechada.

Una prueba esquemática del pozo del Estado de Louisiana, esta dada en la figura 13. Se produjo artificialmente un cabeceo de gas por medio del bombeo de nitrógeno a través de la línea de inyección, con la bomba de lodo. después de bombear 10 bl se observó lodo en el pozo, éste se cerró en la superficie y la inyección de nitrógeno se continuo hasta que el aumento deseado en la presión de la T.R. apareció. En seguida, la inyección de gas se detuvo y la presión de la superficie se dejó estabilizar por el cierre de las condiciones en el mismo.

Después, la bomba de lodo, la cual tiene una potencia de bombeo de 26.2 emboladas /bl, se hizo subir a una velocidad de operación de 60 emboladas/minuto, para circular el cabeceo de gas fuera del pozo con el método del perforador, empleando un lodo de peso constante.

Esta mostrandose respectivamente en las figuras 14 y 15, la presión existente en la T.R. y con línea de puntos, la conducta de los perfiles obtenidos de esta manera, durante la circulación de un posterior cabeceo de gas. De un análisis de estos perfiles, se pudo observar que la presión dentro de la T.R. fue igual a 500 lb/pg², el volumen de gas encerrado, fue igual a 10 bl y el cabeceo fue circularado con una velocidad en la bomba de 60 emboladas/minuto. Sin embargo, esta información no es utilizable para estimar la presión encerrada en la tubería de perforación, la cual se sostuvo durante la circulación del cabeceo. Es importante mencionar, que la información no utilizada esta afectando el alcance y la duración de las variaciones de la presión circulante en la tubería de perforación y la velocidad ganada en la bomba durante su funcionamiento. Las propiedades físicas y los valores del material usado con el modelo del pozo en la

simulación, se resumieron en la tabla 1.

Es preciso primero determinar, un valor al cierre de las condiciones para la fracción vacía X_{gsi} , pues el tiempo efectivo de operación del modelo para la simulación comienza con el cierre de éstas. Al cabo de varias corridas de tanteo en el modelo y con la información conocida, se estableció que con X_{gsi} igual a 0.75, el gas llega a la superficie hasta después que han sido bombeados 44 ó 45 bl de lodo, lo que coincide con los resultados de la prueba del pozo figura 14 y 15. Además, se indicó en la referencia 11, que la estimación de X_{gsi} da un valor calculado de 3.4 minutos para el tiempo de inyección del gas, lo que es razonable, considerando que el valor real se desconoce y que cinco minutos serían un tiempo máximo. Un resumen al cierre inicial de las condiciones, usado con la simulación, está dado en la tabla 1.

Para determinar el efecto de una variación, en la presión de la tubería de perforación sobre la forma del perfil de presión de la T.R., se simuló una corrida semejante a la prueba real del pozo, tan exacta como fue posible. Esto se hizo usando un simple trasador de curva automático con el estrangulador de la T.R., sobre la parte analógica de la computadora híbrida, para los primeros 42 bl de lodo bombeado. Enseguida el control manual del estrangulador fue utilizado para medir la presión de la T.R., a medida que el gas abandonaba el pozo.

Los resultados están dados en las figuras 14, 15 y 16. Despreciando el levantamiento súbito de presión en la T.R., ocasionado por el acoplamiento entre las líneas de fluido y el control automático del estrangulador, la figura 14 señala un buen ajuste entre la simulación y los datos del pozo para 70 bl. Por otra parte, la figura 15 señala un mal ajuste con los datos del volumen de lodo en el pozo. Esta mostrándose en la referencia 11, que esto es muy probable debido a los efectos dobles citados a continuación: Primero, la inyección del gas por su línea, durante la prueba del pozo sin válvula de retención en el fondo del mismo. Cuando la bomba fue arrancada, hubo un ligero contra flujo de lodo dentro de la línea de inyección, estimado en, 0.25 bls., tal que el reporte verdadero del pozo indicaría -0.25 bl., al término de la corrida. No obstante, en vista de que al final, la prueba del pozo realmente indicó aumento de lodo de +0.5 bls., el volumen del cabeceo inicial fue ajustado hasta 9 bl, en vez de 10 bl.

La segunda posible causa de discrepancia en la figura 15,

es el olvido de los efectos de la transferencia de calor dentro del modelo.

Suponiendo un incremento lineal en la temperatura de 80 a 120 °F., desde la superficie hasta el fondo del pozo, se puede demostrar que la ecuación de estado para un gas reducido, da un valor para la relación gas en expansión: $\frac{V_{\text{final}}}{V_{\text{inicial}}}$ de 2.08. Por consiguiente, si un cabe-

ceo inicial de 9 bl., en lugar de 10 bl., ha sido usado en la simulación de la corrida y si los efectos insignificantes de la temperatura, han sido abarcados, la relación de expansión 2.08 dilataría los 9 bl., hasta 18.7 bl. Con la simulación de la corrida puede observarse que 18.7 bl., da un valor muy próximo al valor máximo de los datos para la prueba del pozo, figura 15.

Un hecho significativo, es la variación de presiones en la tubería de perforación, en el fondo del pozo y en la velocidad de la bomba, mostrada en la figura 16. El perfil de la velocidad es parecido al perfil de la presión en la T.R.

Se ha observado de los resultados, que un recorrido completo con presión de 200 lb/pg² en el fondo del pozo, fue disimulado para obtener una variación pequeña en la velocidad de la bomba, a fin de establecer únicamente una variación en la presión de la tubería de perforación de 56 lb/pg². Esta variación en la presión de la tubería de perforación, abarcará únicamente una extensión de tres secciones menores, medidas a partir de una presión convenida en la tubería de perforación, la cual puede ser fácilmente tergiversada hasta por un perforador experimental.

Además de la simulación de la corrida descrita con las figuras 14a 16, una corrida fue realizada manteniendo presión constante en el fondo del pozo conforme al método del perforador. Tan pronto como esto se hizo, se obtuvo la clásica figura del perfil de presión de la T.R., produciendo una figura de mala calidad, semejante a la del análisis de los datos del pozo. Otra simulación se realizó para incrementar la presión de la tubería de perforación 20 lb/pg², tal incremento es superior al valor circulante deseado. Por consiguiente, se hicieron ajustes al estrangulador, para reducir la presión de la tubería de perforación hasta 20 lb/pg², abajo del valor deseado, el valor después se admitiría para estar nuevamente a la altura -- del error positivo. Este procedimiento, para limitar la presión de la tubería de perforación es semejante a la prueba del pozo, hasta para valores positivos y negativos,

en medio de una sección menor, medida alrededor del valor deseado. cabe mencionar, que de acuerdo con la prueba del pozo para la presión de la T.R., los resultados mostrados no son suficientes, ya que la parte superior de la figura 14 resulta redondeada en vez de aguda.

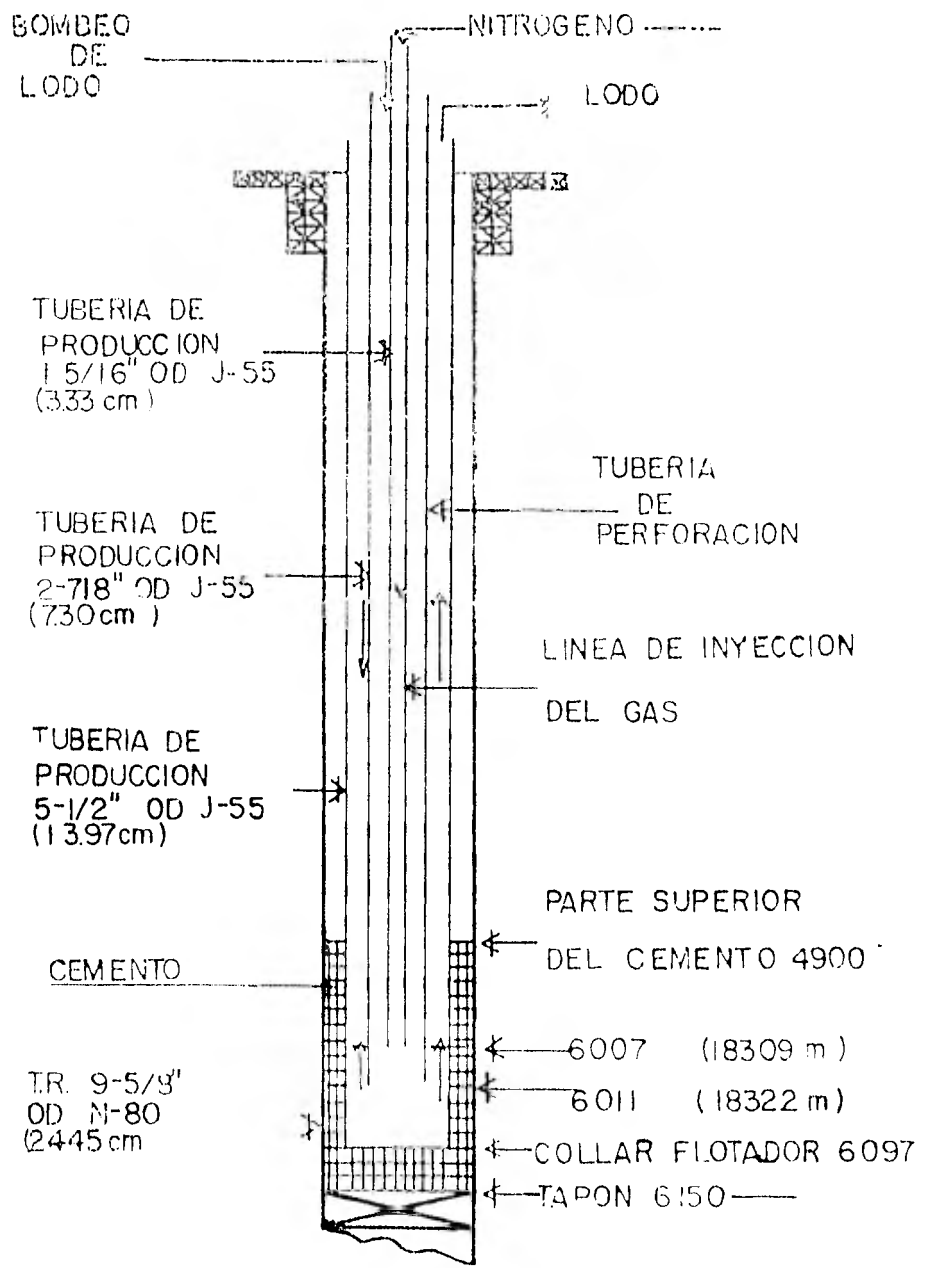


FIG 13- POZO ESQUEMATICO DE PRUEBA

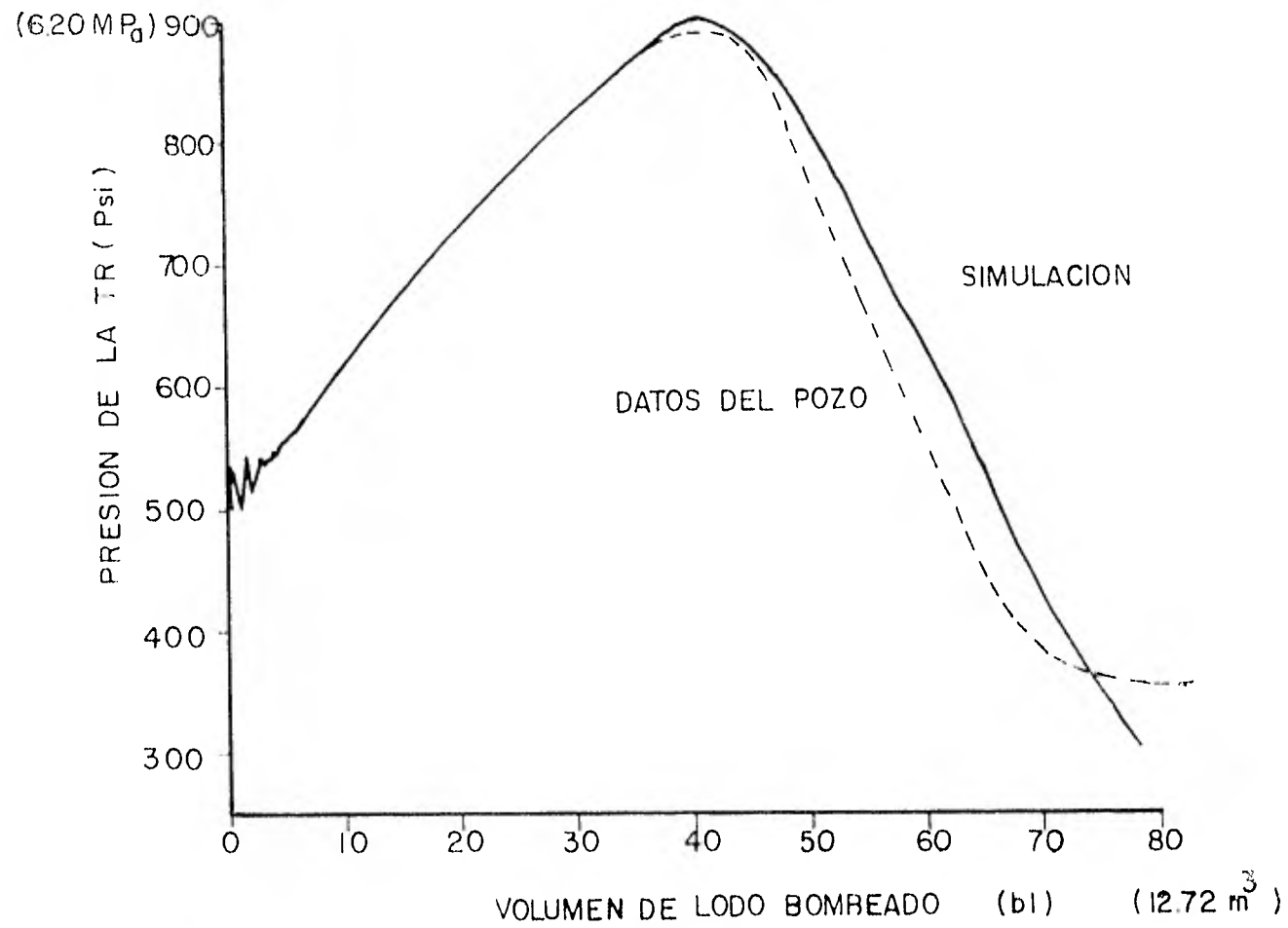


FIG 14-SIMULACION DEL PERFIL DE PRESION EN LA TR

(3.82 m³)

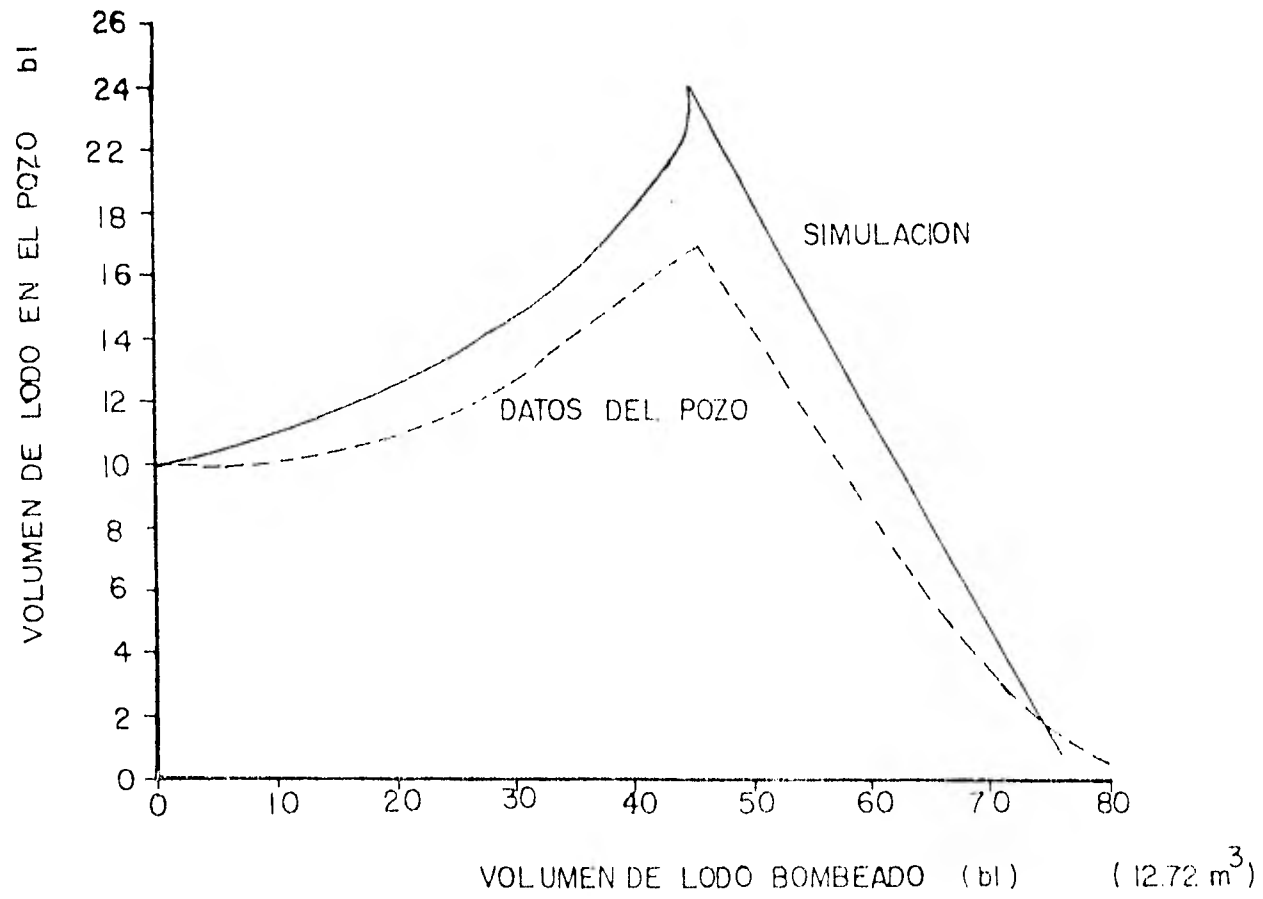


FIG 15: PERFIL SIMULADO DEL VOLUMEN DE LODO EN EL POZO

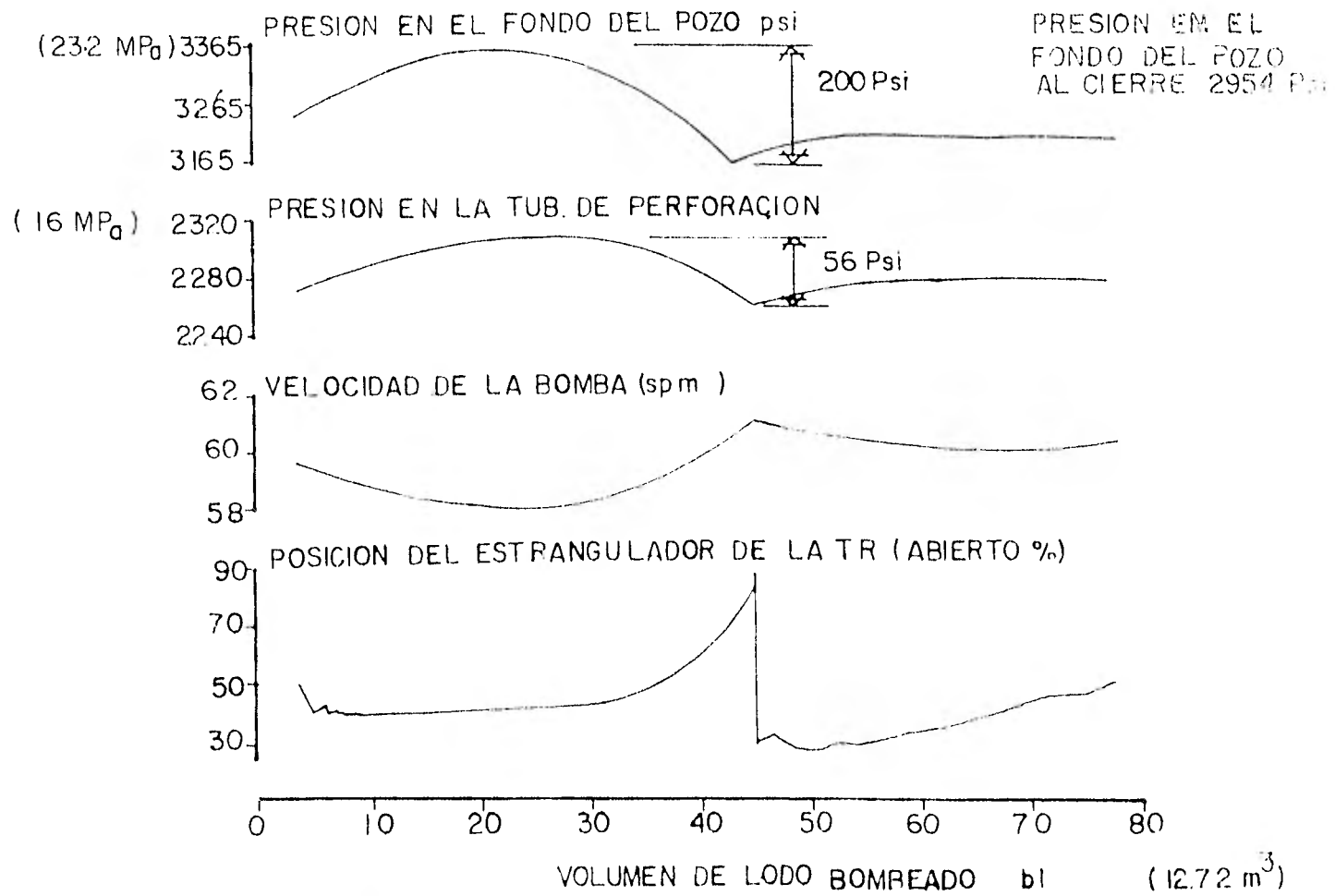


FIG 16-SIMULACION DEL CONTROL DE LOS PERFILES CON LOS PARAMETROS

TABLA 1

RESUMEN DE LOS PARAMETROS USADOS EN LA PRUEBA DEL POZO.

Dimensiones físicas del pozo de prueba.	
Profundidad, pies (m)	6,011 (1832.2)
T.R. (D.I.) pg (cm)	4.887 (12.41)
Tub. de perforación (D.E.) pg (cm)	2.875 (7.30)
Tub. de perforación (D.I.) pg (cm)	2.438 (6.19)
Avance de la tubería (D.E.) pg (cm)	1.315 (3.34)
Propiedades reológicas del lodo de perforación.	
Densidad lbm/gal (g/c.c.)	8.6 (1.03)
Viscosidad plástica cp, (mPa.s)	1.26 (1.26)
Tensión τ_w lbm/sq ft (Pa)	0.15 (718.2)
compresibilidad β_m lbm/cu pg (MPa)	3×10^{-5} (2.068x10 ³)
Propiedades reológicas del gas (N ₂)	
Constante del gas R, ft-lbm/°R (KJ/K)	52.15 (0.1273)
Viscosidad μ_g , cp (mPa.s)	0.0194 (0.0194)
Bomba para la circulación de lodo.	
Volúmen V _p , bbl/ciclo (m ³ /ciclo)	0.038 (0.00604)
Caída de la velocidad K _L , psi/émboladas/min (KPa/emboladas/min)	0.524 (3.613)
Presión de la bomba vacía-gasto del estrangulador K _T , émboladas/min.	186.02
Sistema de tiempo constante t_m , segundos	1.0
Estrangulador de la T.R.	
Apertura constante del estrangulador K _o	0.001
Gasto por émbolada, %/s	10.0
Cabeceo inicial bajo condiciones de cierre.	
Presión en la T.R. P _{csi} , psi (MPa)	500.0 (3.447)
Volúmen del cabeceo V _{gsi} , bbl (m ³)	10.0 (1.59)
Fracción vacía X _{gsi}	0.75

X.- RESULTADOS DINAMICOS EN UN PERIODO CORTO.

La descripción del comportamiento transitorio de la presión y el flujo, dentro del sistema circulante bajo situaciones inminentemente claras, es importante para un perforador experimentado, de tal forma que se han desarrollado estudios de ingeniería de la perforación y del registro automático del cabeceo. El perforador y el mecanismo de mando coadyuvan y dependen, en sumo grado, del tiempo de desplazamiento necesario, para propagar las variaciones de la presión a través del pozo. Puesto que el efecto deseado en la dirección, es mantener una presión constante en el fondo del pozo, el exceso de la misma, en el fondo de éste también es de interés.

En consecuencia, la variación en el tiempo de atraso del sistema y las presiones máximas, por variaciones impulsivas con la posición del estrangulador en la T.R., se examinaron como una función de la ubicación, distribución y cantidad de gas contenido en las tuberías durante la circulación de un cabeceo del mismo. En vista de que fueron aprovechados datos de campo poco confiables, los resultados de esta naturaleza, se usaron únicamente para señalar posibles áreas problema que puedan surgir durante el control de un cabeceo.

Un total de cuatro corridas fueron realizadas para investigar las características del período corto, utilizando tres configuraciones diferentes del Estado de Louisiana, las cuales se simularon en la prueba del pozo. La primera configuración, que utilizó dos corridas, sirvió para analizar el pozo y el campo. En la segunda configuración, el gas de la línea de inyección fue eliminado, con lo cual disminuyó bastante la pérdida por fricción para el estado constante, dentro de la tubería de perforación, la disminución fue de 1,724 lb/pg² hasta 275 lb/pg², con una velocidad en la bomba de 60 emboladas/minutos. La tercera configuración, se distinguió de la segunda, únicamente por la añadidura de la barrena. En esta configuración, la caída de presión a través de esta parte simulada, fue elegida de tal forma, que el estado constante de pérdida a través de la sarta de perforación, fue igual al de la primera configuración. Por lo tanto, las toberas fueron clasificadas para dar una caída de presión a través de la barrena, de 1,449 lb/pg², con una velocidad en la bomba de 60 emboladas/minuto.

Estas tres configuraciones fueron seleccionadas para comprobar como la magnitud y el origen del estado constante de pérdidas por fricción en la tubería de perforación y en la barrena afectan el tiempo de atraso y el exceso de

presión característicos del sistema.

La información acerca de estas características, fue obtenida durante la simulación de las corridas, de la siguiente manera: En una situación, en la cual la presión de la tubería de perforación fue constante con el valor circulante deseado, se cerró el estrangulador de la T.R., para medir un valor predeterminado en un comportamiento discreto, después de un segundo fue devuelto a su posición original. Posteriormente se determinó exactamente la presión transitoria del fondo del pozo con el estrangulador de la T.R. y la descarga de la bomba se estableció también acertadamente. Enseguida se hicieron los ajustes necesarios al estrangulador de la T.R., para devolver a la tubería de perforación el valor de la presión deseada, tan pronto como fue posible. Este procedimiento fue repetido al menos una vez por cada 5 bl, de lodo bombeado. Fue necesario el uso de esta impulsiva variación durante un segundo en la ubicación del estrangulador, para investigar la propagación característica de una perturbación en la presión, sobre las presiones normales encontradas durante la circulación de un cabeceo.

El tiempo de atraso en el fondo del pozo normalizado T_{bhl} , se definió como el tiempo de atraso del fondo del pozo T_{bhl} dividido por 1.2925 segundos y es el tiempo de atraso adiabático para las tuberías completamente llenas de lodo. De igual manera, se definió el tiempo de atraso de la tubería de perforación normalizada T_{dlp} , como T_{dlp} dividido por 2.585 y es llamado tiempo de atraso adiabático para la tubería de perforación y las tuberías completamente llenas de lodo. La presión máxima del fondo del pozo normalizado M_{bhl} , se definió como el máximo incremento de presión en el fondo del mismo ΔP_{bhl} , dividido por el máximo incremento de presión en la T.R., ΔP_{cas} . Análogamente, la presión máxima de la tubería de perforación normalizada M_{dlp} , es el máximo incremento de presión en la tubería de perforación ΔP_{dlp} , dividido por ΔP_{cas} .

Estas características estuvieron determinadas en cada una de las tres configuraciones, durante el transcurso de una circulación hecha en condiciones iniciales idénticas a las dadas en la tabla 1.

En cada una de estas tres corridas, la presión del fondo del pozo se mantuvo en 3.191 lb/pg², con una velocidad en la bomba de 60 emboladas/minuto. Una cuarta corrida fue

hecha usando en la prueba del pozo una configuración del Estado de Louisiana, con la cual se intentó igualar la simulación de la presión en la T.R., los datos para la prueba del pozo están entre 0 y 42 bl de lodo bombeado. El método idéntico de cierre impulsivo del estrangulador, fue empleado con la excepción, de que ahora los ajustes transitorios al estrangulador, se hicieron para igualar el perfil de presión de la T.R. La tubería de perforación normalizada, los tiempos de atraso en el fondo del pozo y las respuestas de presión máxima para las cuatro corridas, están dadas por los puntos señalados en las figuras 17 y 18 respectivamente.

Las curvas verdaderas, son simplemente curvas trasladadas suavemente, para indicar la tendencia de estas características y han sido trasladadas contra la ubicación del gas, indicando como la distancia desde el fondo del pozo hasta el fondo de la región en dos fases, está dividida por la profundidad del mismo. Advertirse de estos resultados, que los efectos de un ajuste repentino al estrangulador pueden ser muy significativos en el fondo del pozo.

La figura 18 muestra que un aumento repentino de 100 lb/pg^2 en la presión de la T.R., quizás se deba al cierre del estrangulador, debiendo dar 150 lb/pg^2 en el fondo del pozo, suponiendo que casi todo el gas saliera de éste. Observe se en la figura 17, que el tiempo de atraso desde el estrangulador para cambios, hasta la tubería de perforación es de 140%, durante el tiempo circulante del cabeceo. Además, el tiempo de atraso comienza a cambiar rápidamente cuando todo el cabeceo está casi fuera del pozo. Esto indica que el perforador debe ajustar su tiempo de reacción lo más inmediato posible al final del cabeceo.

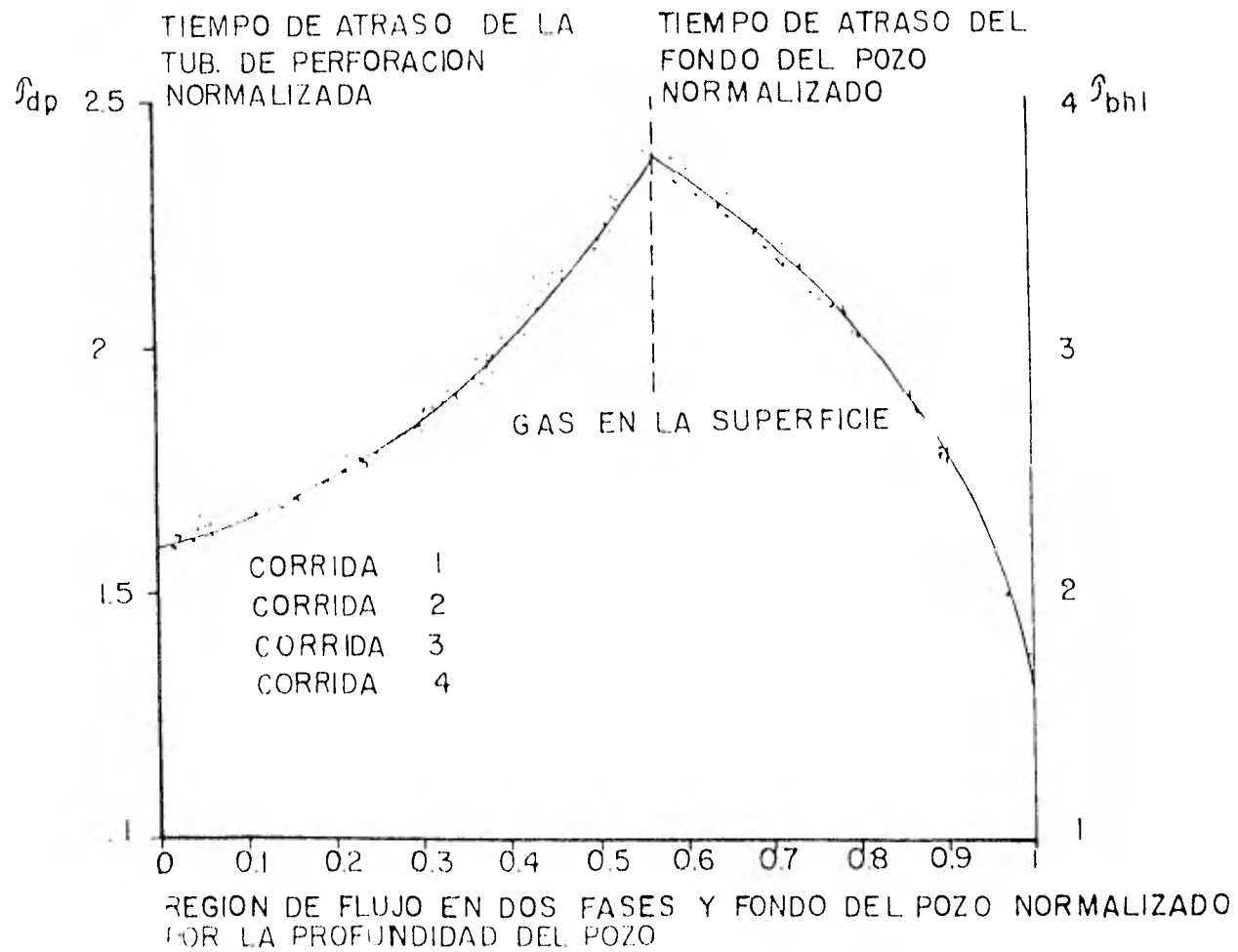


FIG 17.- RESPUESTA CARACTERISTICA DEL TIEMPO DE ATRASO NORMALIZADO

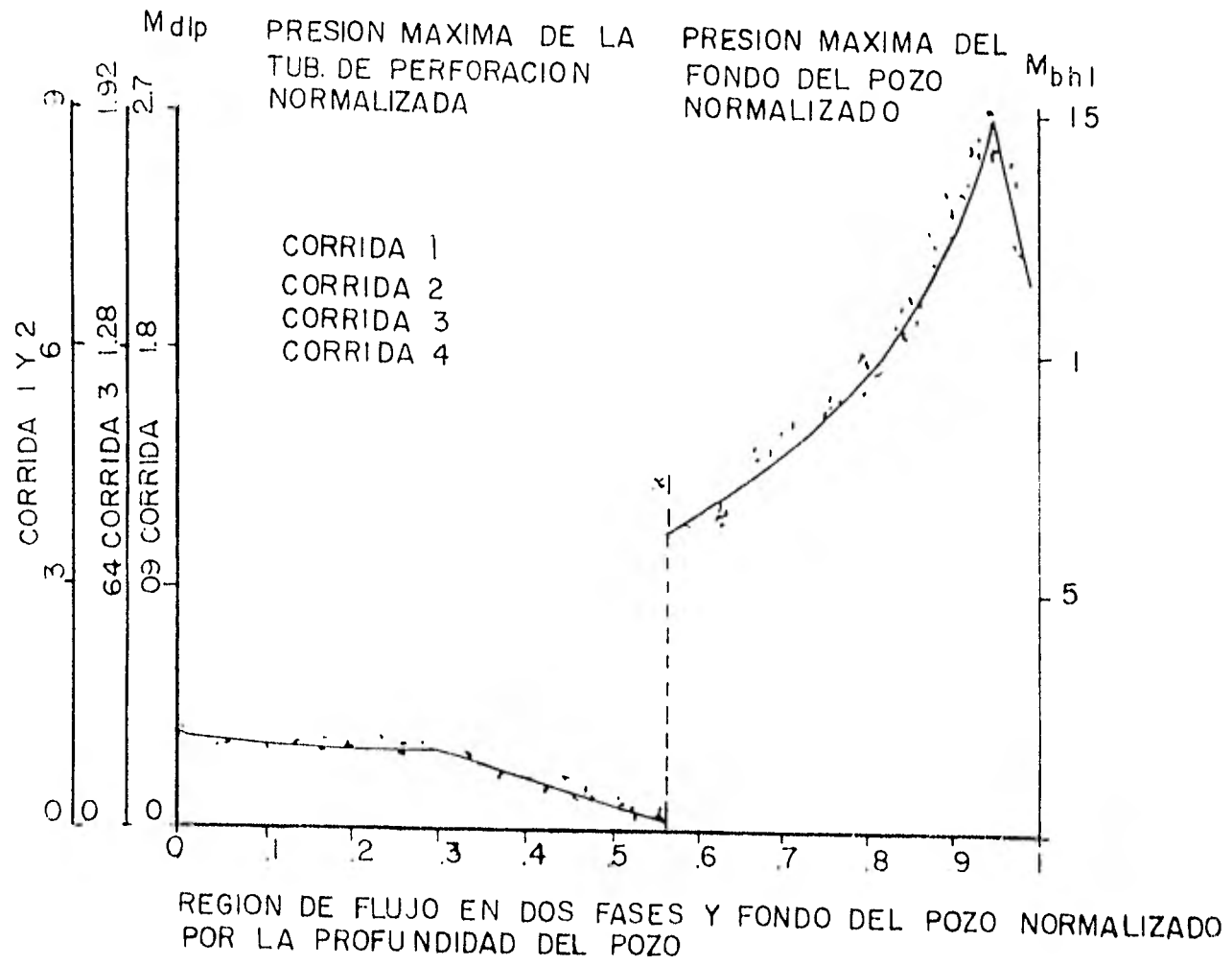


FIG 18- RESPUESTA CARACTERISTICA DE LA PRESION MAXIMA NORMALIZADA

CONCLUSIONES.

En sus formas presentes las técnicas de aproximación, analógica y digital desarrolladas son aplicables únicamente a las formulaciones dadas en las figuras 5A y 5B, las cuales representan una línea de transmisión conduciendo un fluido Newtoniano.

Para aplicar estas técnicas al pozo modelo propuesto anteriormente, es necesario adaptarlas al manejo del flujo de fluidos no Newtonianos, dentro de una geometría anular con tiempo variable a lo largo de la línea y características del flujo en dos fases.

Estas modificaciones, junto con el modelo matemático de la bomba de lodo, del estrangulador de la T.R. y la barrera fueron desarrolladas en la segunda parte de este estudio.

La descripción correcta del comportamiento de la presión y del flujo, en un pozo que contiene un cabeceo de gas, se hizo tomando en cuenta las condiciones dinámicas del flujo del fluido dentro del sistema circulante, los efectos de la transferencia de calor, los efectos del flujo en la región de dos fases, la velocidad de elevación del gas, la fracción vacía y la fricción de las dos fases.

Durante este estudio, los efectos de la transferencia de calor no fueron incluidos, sin embargo, fueron indicados, así que para obtener buenos resultados deben incluirse.

Por lo que respecta a la fricción característica de las dos fases, se determinó utilizando relaciones empíricas, lo que motivó que ésta no fuera tan confiable, como la fricción de las dos fases en modelos más recientes. Es importante saber, que las relaciones de fricción en dos fases, utilizadas aquí no pueden aplicarse a pozos excesivamente inclinados.

Por otro lado, el modelo del método implementado sobre un calculador híbrido, representa un principio práctico de análisis para los detalles dinámicos del cabeceo, admitiéndose además para que el operador pueda manejar el tiempo efectivo.

De cualquier modo, el alcance de este trabajo probablemente debiera usar toda una representación digital, con conversión A-D y D-A, para el armado efectivo de la simulación y con mando para el operador.

La solución técnica digital descrita en la primera parte de este estudio es sumamente rápida y bastante exacta, en la aproximación de una línea de transmisión, siendo 10 veces menos invariable que el método de características. Debe mencionarse, que para checar los efectos dinámicos de la presión en un período corto, era menester utilizar

todos los detalles de un pozo real, cosa que no se hizo. Aunque, se sabe que las características dinámicas de un pozo bajo condiciones claras, son una función estable de la elevación normal del gas en un pozo real. Entonces las variaciones de estas condiciones, se pueden reproducir con ensayos de laboratorio, pero sus efectos en conjunto implican el empleo de un pozo experimental profundo, que haya sido equipado adecuadamente, con monitor y mando para relevar los parámetros de una manera fácil, exacta y oportuna.

NOMENCLATURA.

A_r	=	Area de la tubería de perforación dividida por el área anular.
A_1, A_2	=	Constantes.
C	=	Velocidad del sonido.
D_n	=	Número de disipación.
f	=	Caída de presión constante por unidad de longitud.
f_r	=	Factor de fricción de Darcy-Weisback.
g	=	Aceleración de la gravedad.
h	=	Distancia vertical.
h_f	=	Función de las pérdidas totales por fricción.
J_0, J_1	=	Función de Bessel de primera clase, de orden 0 y 1
L	=	Longitud de la línea.
\mathcal{L}	=	Transformada de Laplace.
N_m	=	Integral.
P	=	Presión.
P	=	Tiempo de dominio del operador.
R	=	Radio.
s	=	Operador de Laplace.
t	=	Tiempo.
Δt	=	Incremento de tiempo.
T_0	=	Tiempo de atraso adiabático.
u	=	Variable imaginaria.
U	=	Velocidad de flujo.
U_z	=	Velocidad de flujo promediado con la distancia.
W_u	=	Función de la ponderación de la velocidad.
W_ϕ	=	Frecuencia que depende de la ponderación de la función de fricción.
x	=	Variable imaginaria.
z	=	Variable del espacio coordenado.
Z	=	Impedancia característica.
Z_0	=	Onda de impedancia.
α	=	Relación del tiempo de atraso noto hasta el tiempo de atraso adiabático.
T	=	Operador de propagación.

δ	=	Decaimiento constante en la línea de transmisión.
ξ	=	Relación de amortiguación
θ, ϕ	=	Variables de dispersión de la onda.
ν	=	Viscosidad cinemática.
ρ	=	Densidad de la masa.
τ	=	Filtro de tiempo constante de primer orden.
Φ	=	Frecuencia de la función dependiente de la fricción.
Φ	=	Transformada de Laplace de Φ .
ω_c	=	Línea principal de frecuencia.
ω_n	=	Frecuencia normal
A	=	Area.
C_o	=	Velocidad constante de elevación del gas .
D	=	Diámetro.
D_c	=	Dimensión característica en la geometría del tubo.
D_e	=	Equivalencia laminar del diámetro anular.
D_o	=	Diámetro externo de las tuberías.
f_f	=	factor de fricción de Fanning.
k	=	Relación del diámetro anular.
K	=	Coefficiente del pistón de la bomba.
K_L	=	Caída característica de la velocidad.
K_T	=	Velocidad en el estrangulador.
M_{bh}	=	Presión máxima del fondo del pozo normalizado.
M_{dp}	=	Presión máxima de la tubería de perforación normalizada.
M_{tpf}	=	Flujo múltiple en dos fases.
N	=	Velocidad de la bomba de lodo.
N_{He}	=	Número de Headstrom.
N_{ReB}	=	Número de Bingham-Reynolds.
Δp	=	Incremento de presión.
Q	=	Flujo volumétrico
ΔQ	=	Cambio máximo en el volumen total de la bomba, emboladas/ciclo.
R_e	=	Radio equivalente
R_g	=	Constante del gas
R_h	=	Radio hidráulico.

ΔR	=	Incremento del radio anular.
S	=	Variable imaginaria.
T_{bh}	=	Tiempo de atraso del fondo del pozo normalizado.
T_{dp}	=	Tiempo de atraso de la tubería de perforación.
T_g	=	Temperatura del gas.
U_l	=	Velocidad media del fluido en la cual el gas está apareciendo.
U_o	=	Velocidad de elevación del gas estancado
V	=	Volúmen
V_p	=	Volúmen de lodo bombeado.
X_g	=	Fracción vacía.
X_{gsi}	=	Fracción vacía al cierre.
X_l	=	Fracción líquida.
y	=	Variable imaginaria.
γ	=	Coefficiente de compresión del volúmen
λ	=	Relación del fluido con respecto al flujo total dentro de una sección de prueba.
λ_+, λ_-	=	Parámetros dimensionales que describen el choque del flujo en los límites de una región
μ	=	Viscosidad.
μ_e	=	Viscosidad equivalente.
μ_p	=	Viscosidad del fluido plástico de Bingham.
T_{bh}	=	Tiempo de atraso del fondo del pozo.
T_{dp}	=	Tiempo de atraso de la tubería de perforación normalizado.
σ	=	Tensión producida por el plástico de Bingham.

Sobrescritos:

$-$	=	Valor medio.
\wedge	=	Perturbación.

Subíndices:

b	=	burbuja.
bhl, ph	=	fondo del pozo.
bit	=	barrena.
cas	=	casing= T.R.
dpl, dp	=	tubería de perforación.
g	=	gas.
l	=	líquido.
m	=	lodo de perforación.
pmp	=	bomba de lodo.
tpf	=	flujo en dos fases.
Posiciones	=	0, 1, 2, L, x, z

BIBLIOGRAFIA.

- 1.- Rohm, B. : Pressure Control in Drilling. Petroleum Publishing Co., Tulsa (1970).
- 2.- O'Brien, T.B. and Goins, W.C. Jr. : " The Mechanics of Blowout and How to Control Them, " Drill, and Prod. Prac., API (1960) 41-55
- 3.- Baugh, B.F., and Jones, M.R. : Developing Means for Semi-Automatic Control of Drilling Well Pressure, " Cameron from Works, Houston (circa 1968).
- 4.- Records, L.R., Everett, R.H., and Bergeron, W.J. : Blowout Control of Drilling Wells ", Stocksberry Tank Company Well Control Unit Inc. (April 1962).
- 5.- Schurman, G.A. and Bell, D.L. : " An Improved Procedure for Handling a Threatened Blowout, " J. Pet. Tech. (April 1966) 437-444.
- 6.- Wallis, G.B. : One-Dimensional Two-Phase Flow, McGraw-Hill Book Co. I.,c., New York City (1969).
- 7.- Davis, R.M. and Taylor G.I. : " The Mechanics of Large Bubbles Rising Through Extended Liquids and Through Liquid in tubes, " Proc., Royal Soc., London (1950) 200A. 375
- 8.- Stanbery, S.R. : " Well Pressure Dynamics Under Impending Blowout Conditions, " PhD dissertation, U. of Texas, Austin (Dec.1976); available as Report No.UT76-4, University Div., Texas Petroleum Research Committee, Austin (Dec. 1976).
- 9.- Martinelli, R.C. and Neison, D.B. : " Prediction of Pressure Drop During Forced-Circulation Boiling of Water", paper No. 47-A-133 presented at the ASME Annual Meeting, Atlantic City, NJ, Dec.1-5,1947
10. Chierici, G.L., Clucci, G.M., and Sclocchi, G. : " Two-Phase Vertical Flow in Oil Wells-Prediction of Pressure Drop. " J. Pet. Tech. (Aug.1974)927-938; Trans., AIME, 257.
11. Espanol, J.H., Holmes, C.S., and Brown, K.E. : " A Comparison of Existing Multiphase Flow Methods for the Calculation of Pressure Drop in Vertical Wells, " paper SPE 2553 presented at the SPE 44th Annual Meeting, Denver, Sept. 28-Oct.1,1969.
12. Hagedorn, A.R. and Brown, K.E. : " The effect of Liquid Viscosity in Two-Phase Vertical Flow, " J. Pet. Tech. (Feb. 1964) 203-210;Trans., AIME. 231
13. Beggs, H.D.: " An Experimental Study of Two-Phase Flow in Inclined Pipes, " PhD dissertation, U. of Tulsa, Tulsa (1972).

14. Hagedorn, A.R. and Brown, K.E. : " Experimental Study of Pressure Gradients Occurring During Continous Two-Phase Flow in Small-Diameter Vertical Conduits, " J. Pet. Tech. (April 1965) 475-484; Trans., AIME , 234.
15. Poettmann, F.H. and Carpenter, P.G. : " The Multiphase Flow of Gas, Oil and Water Through Vertical Flow Strings with Applications to the Design of Gas Lift Installations, " Drill. and Prod. Prac., API (1952) 257-317.
16. Aziz, K., Govier, G.W., and Fougearasi, M. : " Pressure Drop in Wells Producing Oil and Gas, " J. Cdn. Pet. Tech. (july-Sept. 1972) 38.
17. Pejaver, D.R. and Hoberock, L.L. : " Liquid-Gas Interface Effects on Drilling-Line Pressure Transients, " J. Appl. Mech. (Sept. 1974) 41, No. 3, 806-807; Trans., ASME.
18. Lewis, R.R. and LeBlanc, J.L. : " A Mathematical Model of a Gas Kick, " J. Pet. Tech. (Aug. 1968) 888-898; Trans., AIME.
19. Zielke, W. : " Frequency Dependent Friction in Transient Pipe Flow, " J. Basic Eng. (March 1968) 90, Series D, 109 Trans., ASME.
20. Goodson, R.E. and Leonard, R.G. : " A Survey of Modeling Techniques for Fluid Line Transients, " paper No. 71-WA/FE-9 presented at the ASME Winter Annual Meeting. Washington, D.C., Nov. 28-Dec. 2, 1971.
21. Brown, F.T. : " A Quasi Method of Characteristics with Applications to Fluid Lines with Frequency Dependent Wall Shear and Heat Transfer, " J. Basic Eng. (June 1969) 91. Series D.217; Trans., ASME.
22. Karam, J.T. Jr. : " A simple Time Domain Model for Fluid Transmission Line Systems, " PhD dissertation, Purdue U., Lafayette, IN (Jan. 1972).
23. Govier, G.W. and Aziz, K. : The Flow of Complex Mixtures in Pipes, Van Nostrand Reinhold Co., New York City (1972).
24. Govier, G.W. and Short, W.L. : " The Upwards Vertical Flow of Air-Water Mixtures: I. Effects of Tubing Diameter on Flow Pattern, Holdup and Pressure Drop, " Can. J. Chem. Eng. (1958) 36.195
25. Brown, R.A.S. : " The Mechanics of Large Gas Bubbles in Tubes, Part 1: Bubble Velocities in Stagnant Liquids, " Can. J. Chem. Eng. (1965) 43.217
26. Griffith, P. and Wallis, G.B. : " Two-Phase Slug Flow, " J. of Heat Transfer (1961) 83, Series C, 307-???.; Trans., ASME.
27. Wallis, G.B. : One-Dimensional Two-Phase Flow, McGraw-Hill Book Co. Inc., New York City (1969).
28. Rader, D.W. : " Movement of Gas Slugs Through Newtonian and Non-Newtonian Liquids in Vertical Annuli, " MS thesis, Louisiana State U., Baton Rouge (may 1973).
29. Wood, A.B. : A Textbook of Sound, Macmillan Co., New York City (1930)
30. Duns, H. Jr. and Ros, N.C.J. : " Vertical Flow of Gas and Liquid Mixtures in Wells, " Proc., Sixth World Pet. Cong. Frankfurt (1963) II, 451.