

01174
12



UNIVERSIDAD NACIONAL AUTONOMA DE MEXICO

DIVISION DE ESTUDIOS DE POSGRADO FACULTAD DE INGENIERIA

MODELO PARA DETERMINAR EL LEVANTAMIENTO CON GAS DE UN BACHE DE LIQUIDO EN BOMBEO NEUMATICO INTERMITENTE

TESIS

Que para obtener el Grado de MAESTRO EN INGENIERIA (PETROLERA)

Presenta

ING. JORGE MORALES CERON

Asesor: Dr. Faustino Fuentes Nucamendi



Se hizo a la Dirección General de Bibliotecas de la UNAM a difundir en formato electrónico e impreso el contenido de mi trabajo recepcional.

NOMBRE: Jorge Morales Cerón
CARRERA: 78-08-02
MATERIA: Motiles

Ciudad Universitaria
México, D. F., 2002

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN



Universidad Nacional
Autónoma de México



UNAM – Dirección General de Bibliotecas
Tesis Digitales
Restricciones de uso

DERECHOS RESERVADOS ©
PROHIBIDA SU REPRODUCCIÓN TOTAL O PARCIAL

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

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

AGRADECIMIENTOS

A la Universidad Nacional Autónoma de México

Agradezco sinceramente, a los maestros de la División de Estudios de Posgrado de la Facultad de Ingeniería del área de Ingeniería Petrolera, por su entusiasta apoyo para la realización de este trabajo, apoyo sin el cual, no hubiese sido posible su elaboración.

A mi asesor y amigo

Dr. Faustino Fuentes Nucamendi, por sus ideas, animo, conocimientos y consejos

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

RESUMEN

Se efectuó una recopilación y un análisis exhaustivo de los trabajos realizados acerca de la simulación del proceso de bombeo neumático intermitente, encontrándose en algunos de ellos aproximaciones relativamente buenas y representaciones de algunas partes del sistema aplicables para este trabajo.

En este trabajo se presenta un modelo mecánico para representar el proceso de bombeo neumático intermitente, basado en principios fundamentales físicos, para lo cual el proceso se dividió en cuatro etapas: Levantamiento del bache de líquido, producción del bache en la superficie, producción de líquidos por arrastre de gas, y regeneración del bache. En cada etapa del proceso se aplicó un balance de conservación de masa y de cantidad de movimiento. El sistema de ecuaciones diferenciales ordinarias y parciales para cada componente del sistema se resolvió usando el método de integración de Euler, ya que se enfatizó en la solución del sistema físico.

El modelo contempla el comportamiento de afluencia del pozo y se considera la entrada de fluidos del yacimiento durante todo el proceso; se consideran también las propiedades de los fluidos y el comportamiento en la sarta de tubería, espacio anular, válvula de inyección, control superficial de inyección y varios mecanismos de control del bombeo neumático intermitente.

La validación se realizó usando datos experimentales obtenidos de investigaciones previas a cerca del sistema de bombeo neumático intermitente y se ajustó con muy buena aproximación a los datos medidos; también se compararon datos de pozos reales del campo Altamira, encontrándose aproximaciones en las curvas de comportamiento en cuanto a magnitud y forma, sin embargo no con la aproximación deseada en cuanto a los tiempos por ciclo, esto debido a errores de medición inherentes en campo. El modelo es capaz de predecir características detalladas del ciclo y el comportamiento del sistema, por consiguiente puede ser usado para diseñar un nuevo sistema o para optimizar uno existente.

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

CONTENIDO

Página

Agradecimientos	
Resumen	
Contenido	
Lista de figuras	
I.- Introducción	1
I.1 El proceso del Bombeo Neumático Intermitente	1
I.2 Objetivo del estudio	2
II.- Trabajos e investigaciones previas	3
III.- Bases de sustentación del modelo	11
III.1 Ecuación de conservación	11
III.2 Consideraciones y suposiciones	13
IV.- Desarrollo del modelo mecánico	15
IV.1 Levantamiento del bache de líquido en la tubería	15
IV.2 Producción del bache de líquido en la superficie	35
IV.3 Producción de líquido por arrastre	37
IV.4 Regeneración del bache de líquido	45
IV.5 Correlaciones empíricas usadas en el modelo	49
IV.6 Mecanismos de control superficial y de las válvulas de inyección	54
V.- Solución de las ecuaciones del modelo desarrollado	58
V.1 Levantamiento del bache de líquido en la tubería (Etapa I)	60
V.2 Producción del bache de líquido en la superficie (Etapa II)	70
V.3 Producción de líquido por arrastre (Etapa III)	71
V.4 Regeneración del bache de líquido (Etapa IV)	81
VI.- Resultados del modelo y características del ciclo de bombeo neumático intermitente	82

VI.1 Características del ciclo del Bombeo Neumático Intermitente usando una válvula de aguja como control.	82
VI.2 Características del ciclo de Bombeo Neumático Intermitente usando un control de interruptor de tiempo.	93
VII.- Validación del modelo	99
VII.1 Comparación de las predicciones del modelo con datos medidos	99
VII.2 Coeficiente de Velocidad de la burbuja	99
VII.3 Validación del modelo usando datos de Brill	102
VII.4 Validación del modelo usando datos de Brown	111
VII.5 Validación del modelo usando datos de Neely	116
VII.6 Validación del modelo usando datos reales de pozos	119
VII.7 Resumen de resultados	122
VIII.- Conclusiones y Recomendaciones	124
Nomenclatura	126
Referencias	130

Lista de figuras

	Página	
Fig. 1	Bache de líquido ascendiendo por la tubería	2
Fig. 2	Producción del bache de líquido	3
Fig. 3	Producción de líquido por arrastre del gas	5
Fig. 4	Regeneración del bache de líquido	6
Fig. 5	Localización de variables	19
Fig. 6	Control con estrangulador o válvula de aguja	56
Fig. 7	Control con interruptor o control de tiempo	57
Fig. 8	Masa acumulativa de gas inyectado usando válvula de aguja	84
Fig. 9	Presiones usando válvula de aguja	90
Fig. 10	Posición relativa usando estrangulador	91
Fig. 11	Comportamiento de velocidades con estrangulador	92
Fig. 12	Masa acumulativa de gas inyectado usando interruptor	95
Fig. 13	Presiones usando interruptor de tiempo	96
Fig. 14	Posición relativa usando interruptor de ciclos	97
Fig. 15	Comportamiento de velocidades con interruptor	98
Fig. 16	Configuración del pozo de prueba de Brill	104
Fig. 17	Carta típica de presiones de la prueba de Brill	105
Fig. 18	Comparación de presión en T.P. con datos de Brill	106
Fig. 19	Comparación de producción de líquido con datos de Brill tubería de 1 ¼" y 100% de agua	107
Fig. 20	Comparación de producción de líquido con datos de Brill tubería de 1 ¼" y 100% de aceite	108
Fig. 21	Comparación de producción de líquido con datos de Brill tubería de 1 1/2" y 100% de agua	109
Fig. 22	Comparación de producción de líquido con datos de Brill tubería de 1 1/2" y 100% de aceite	110
Fig. 23	Configuración del pozo de prueba de Brown	113
Fig. 24	Carta típica de presión de la prueba de Brown	114
Fig. 25	Comparación de presión en TP con datos de Brown	115
Fig. 26	Configuración del pozo de prueba de Neely	117
Fig. 27	Comparación de producción	118
Fig. 28	Arreglo físico del pozo Constituciones 156	120
Fig. 29	Comparación de presión en TP Pozos constituciones 156	121

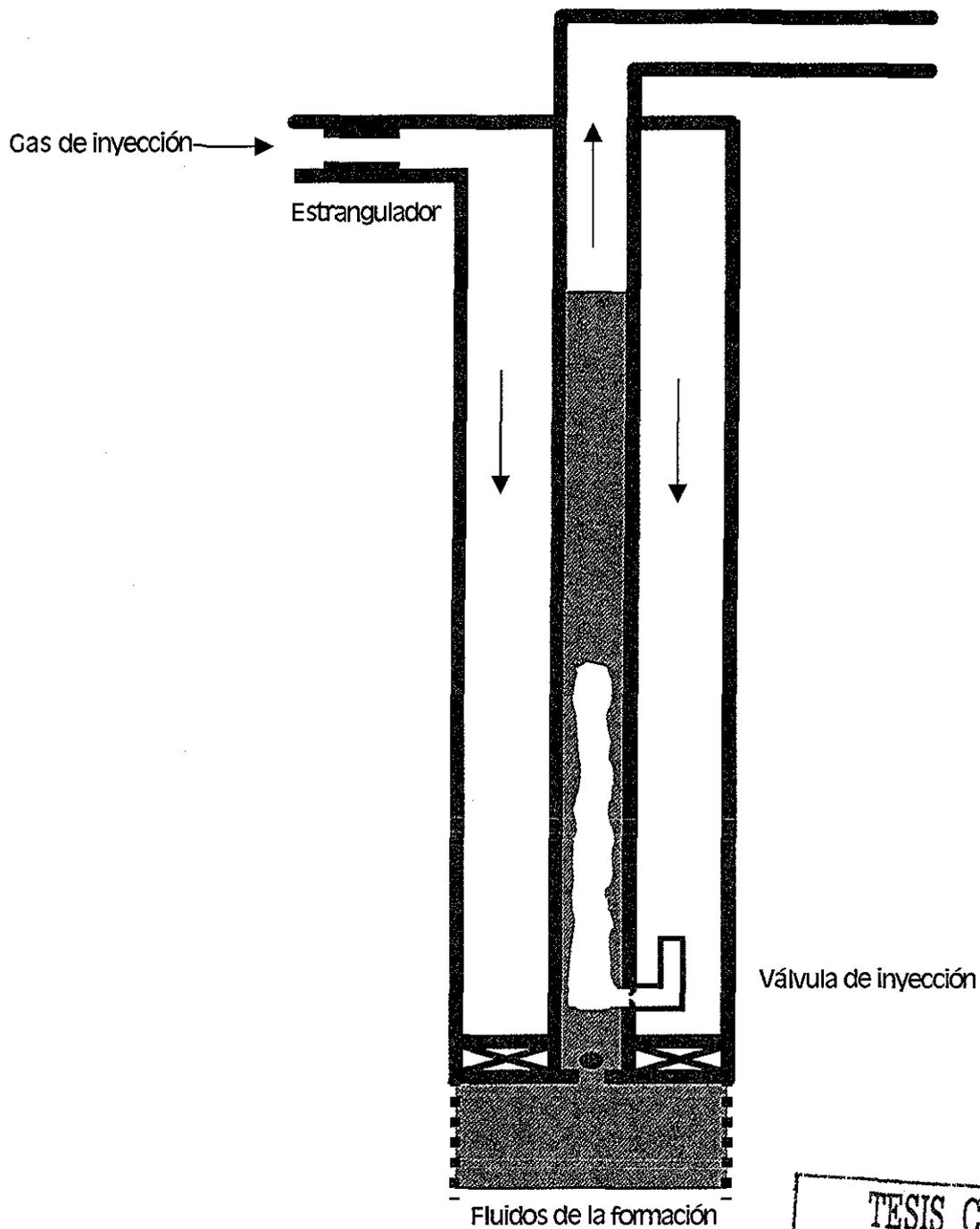
I INTRODUCCION

El inminente abatimiento natural de presión de los yacimientos, así como el descubrimiento mismo de yacimientos de baja presión, hace necesario se implementen sistemas artificiales para la producción de éstos, uno de los más populares es el Bombeo Neumático en sus dos modalidades; Continuo e Intermitente, éste último se recomienda para pozos con baja presión de fondo, ya sea con alto o bajo índice de productividad. Lo anterior ha dado como resultado que en la actualidad el Bombeo Neumático Intermitente sea un sistema artificial de producción ampliamente usado en el mundo, por lo que se han realizado varios intentos para representar el fenómeno; sin embargo, la naturaleza transitoria del proceso de bombeo neumático intermitente, ha impedido que se desarrolle un modelo que prediga con exactitud las características del ciclo y el comportamiento del sistema de producción completo.

Varios autores han coincidido en que el diseño de un Sistema de Bombeo Neumático Intermitente es más un arte que una ciencia, ya que en la actualidad solo se disponen de "reglas de dedo" para el diseño.

I.1 El proceso del Bombeo Neumático Intermitente

El sistema artificial de Bombeo Neumático Intermitente consiste en el levantamiento con gas de un bache de líquido, desde cierta profundidad hasta la superficie. El Bombeo Neumático Intermitente (ver Fig. 1) es un proceso cíclico, en el cual se forma un bache de líquido en la tubería de producción a cierta profundidad, originado por los fluidos que fluyen de la formación hacia el pozo; cuando el líquido alcanza una longitud predeterminada de diseño, se inyecta gas a alta presión del espacio anular a la tubería de producción a través de una válvula operante de inyección de gas, el bache de líquido es impulsado hacia arriba debido a la presión y expansión del gas debajo de éste (ver Fig. 1); la rápida movilidad del gas, continuamente penetra o sobrepasa el fondo del bache del líquido, resultando en una disminución de la longitud del bache. Simultáneamente, se forma una película de líquido en las paredes de la tubería conforme la burbuja del gas rebasa la superficie inferior del bache. El líquido se empieza producir en cuanto el bache de líquido alcanza la boca del pozo (ver Fig.2). Después de que el bache de líquido se produce, el gas se expande rápidamente y barre parte del líquido de la película formando



TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

Fig. 1 Bache de líquido ascendiendo por la tubería

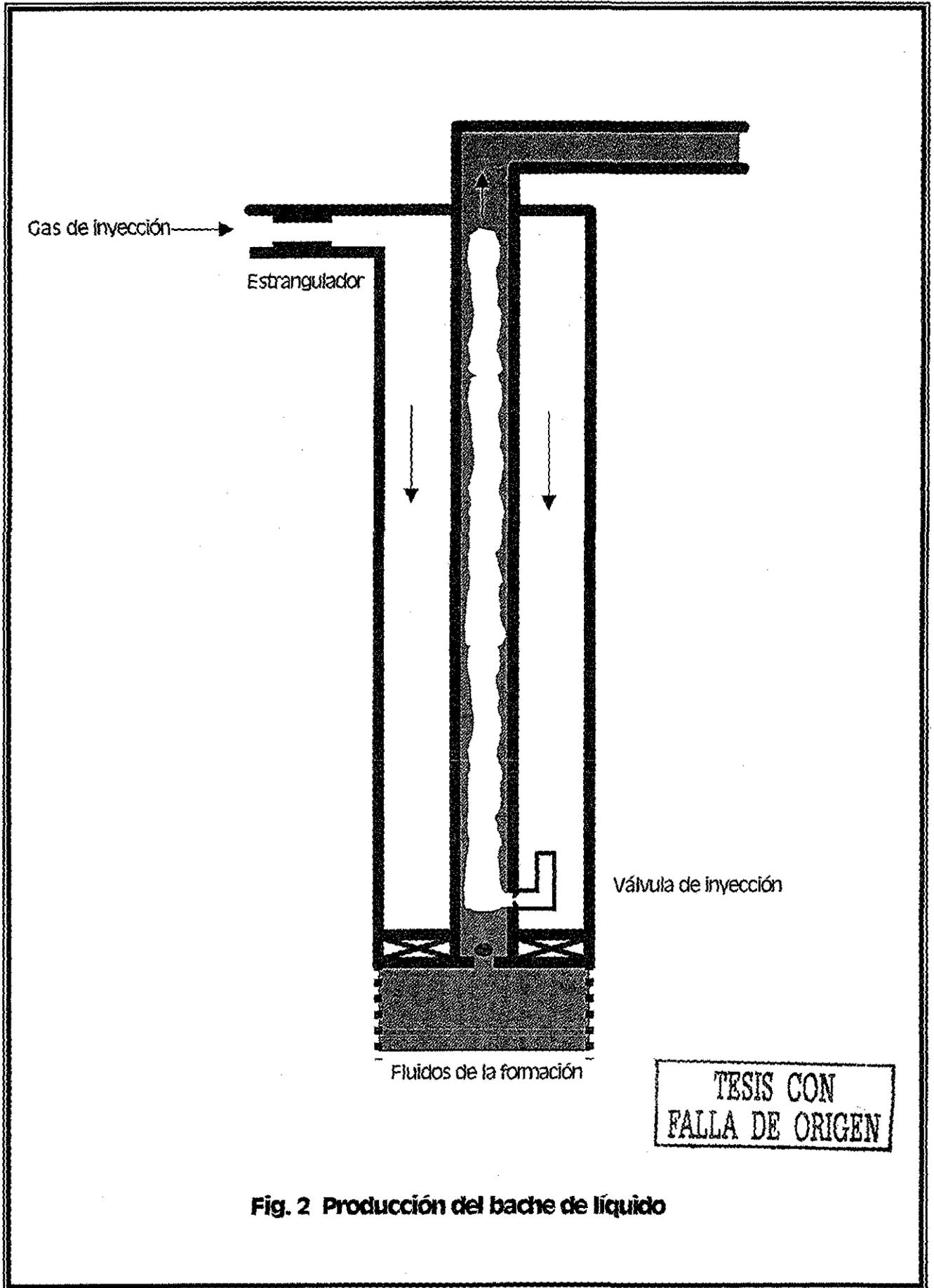


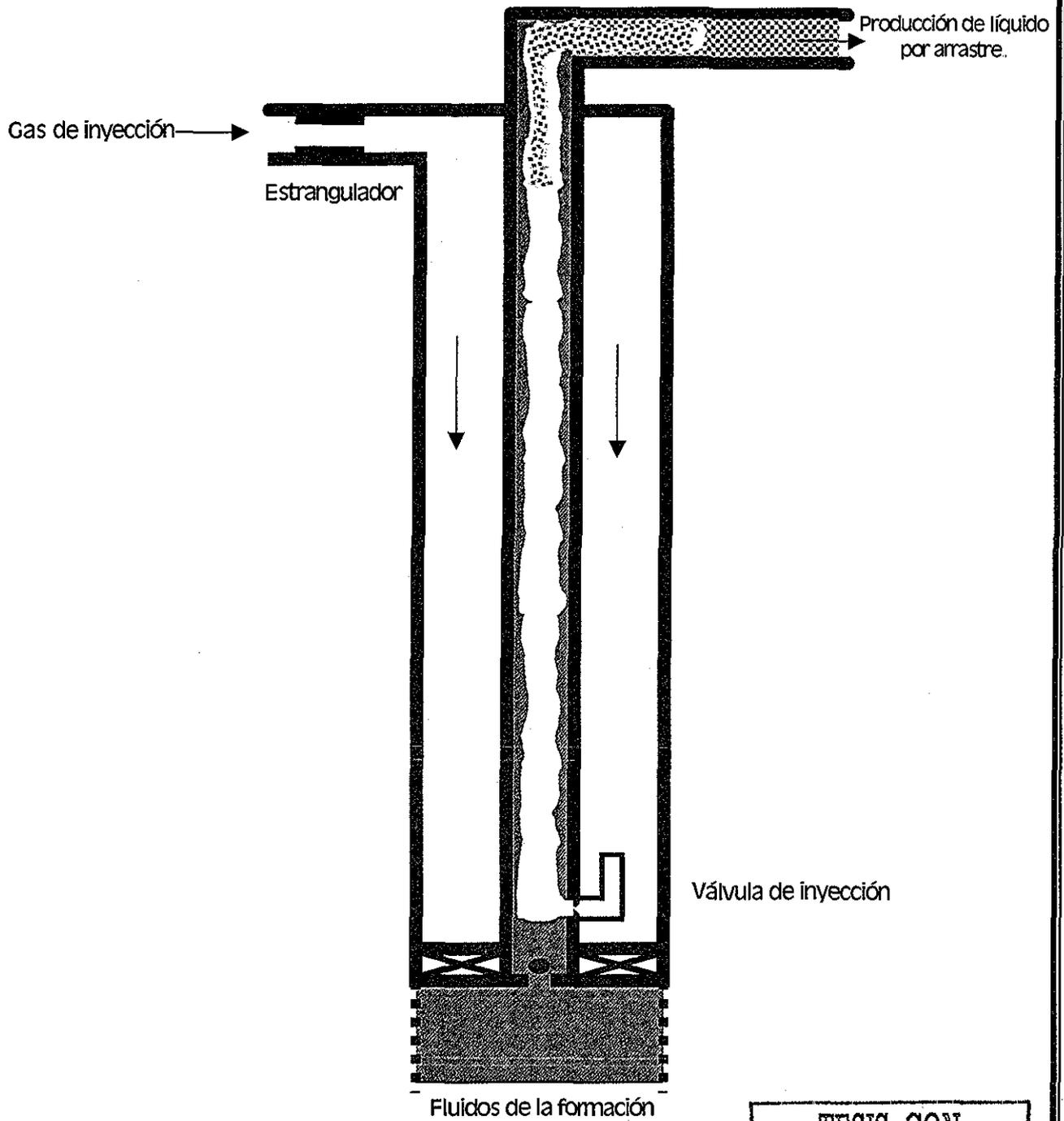
Fig. 2 Producción del bache de líquido

un bache secundario por el arrastre de líquido dentro del núcleo de gas (Ver Fig. 3). El líquido es producido por esta forma de arrastre hacia la superficie, mientras la expansión del gas lo continúe arrastrando hacia arriba. Después de la producción del líquido arrastrado, el líquido remanente que no alcanza la superficie y el líquido de la película caen adicionándose al líquido que entra de la formación y llena la tubería de producción, con lo que juntos forman el nuevo bache de líquido que será producido en el siguiente ciclo (ver Fig. 4).

Este proceso cíclico ha sido estudiado y dividido inicialmente en tres fases, para el desarrollo de este trabajo se dividió el proceso en cuatro distintas etapas: levantamiento del líquido en la tubería, producción del bache en la superficie, producción del líquido por arrastre y regeneración del bache de líquido.

I.2 Objetivo del estudio

El objetivo del presente trabajo es de desarrollar un modelo mecanístico confiable para predecir el comportamiento del sistema de Bombeo Neumático Intermitente, haciendo énfasis en el comportamiento del viaje del bache de líquido y su regeneración, estableciendo criterios que puedan ser aplicados para el diseño y análisis de instalaciones de Bombeo Neumático Intermitente.



TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

Fig. 3 Producción de líquido por arrastre del gas

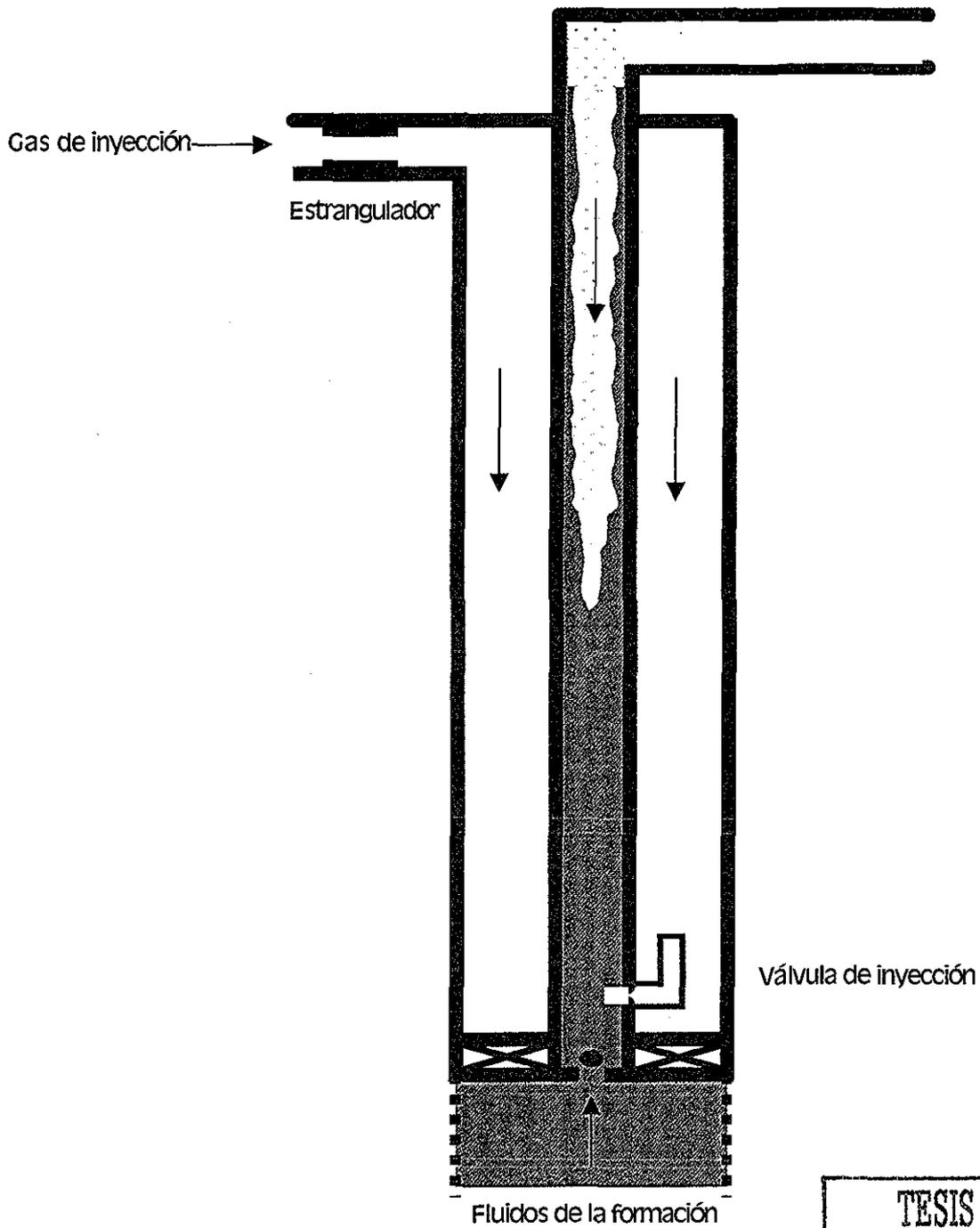


Fig. 4 Regeneración del bache de líquido

II TRABAJOS PREVIOS SOBRE BOMBEO NEUMÁTICO INTERMITENTE

A lo largo de la historia se han desarrollado varios trabajos para predecir el comportamiento del proceso de Bombeo Neumático Intermitente, la mayoría experimentales. Pocos artículos describen el Sistema Bombeo Neumático Intermitente de tal forma que se aproxime a la realidad en campo. Los modelos desarrollados con datos experimentales generan sistemas de ecuaciones dependientes y no pueden ser aplicados en forma general. Además, a excepción de un trabajo donde el análisis se presenta en forma gráfica, ninguno de éstos, modela todos los componentes del sistema.

Brown y Jessen¹ en 1962 realizaron una serie de experimentos en un pozo de 8000 pies de profundidad y una tubería de 2 3/8". El pozo estaba equipado con transductores de presión a diferentes profundidades. El objetivo fue evaluar el comportamiento de un pozo de Bombeo Neumático Intermitente al variar el diámetro del orificio de la válvula operante. Se concluyó que a mayor diámetro (1" máximo), se tendría mayor eficiencia del sistema. Se intentó una solución no analítica, sobre la base de los datos desarrollaron un fundamento empírico para la tecnología del Bombeo Neumático Intermitente. Se presentó también un método calculando una presión promedio de fondo fluyendo para apoyar las consideraciones de diseño.

White, et al.² presentaron un modelo dinámico sobre la base de un análisis dimensional para predecir presiones, velocidades y pérdidas de líquido en función del tiempo.

La simulación matemática se simplificó al suponer que la velocidad del bache de líquido rápidamente alcanza un valor constante y que la velocidad de penetración de la burbuja de gas en el bache es constante. De pruebas experimentales se determinó que la velocidad del bache de líquido rápidamente alcanza un valor constante.

El método es demasiado simplista para predecir el verdadero comportamiento de un pozo de Bombeo Neumático Intermitente. Los resultados del modelo se compararon con los datos obtenidos experimentalmente con una aproximación relativamente buena.

En 1967 Brill, et al.³ establecieron un modelo matemático semianalítico que permite simular el desplazamiento de un bache de líquido. Se desarrolló una correlación empírica para el colgamiento en conjunto con un modelo conceptual que combina ecuaciones básicas de flujo de fluidos, con la correlación empírica para el colgamiento. El modelo fue

validado con datos reales de un pozo experimental de 1500 pies, equipado con transductores. Intentándose sin éxito, desarrollar una correlación general para obtener el resbamiento total dentro del sistema.

Doerr⁴ en 1972 condujo un estudio de pérdida de líquido en un sistema de Bombeo Neumático Intermitente con tubería de 0.95" de diámetro. Se desarrolló una aproximación teórica de pérdida de líquido, que relaciona las velocidades del líquido y de la burbuja con el espesor de la película en la pared de la tubería. Los resultados presentaron considerables discrepancias con los datos de colgamiento de Brill.

Neely, et al.⁵ condujeron una prueba de campo de Bombeo Neumático Intermitente, realizándose una serie de experimentos controlados en un pozo instrumentado para monitorear el bache durante su ascenso.

En el fondo del pozo se instaló una válvula controlada desde la superficie, para aislar la formación y poder estudiar el comportamiento del bache en forma individual. Se desarrolló un método analítico para calcular el comportamiento del Bombeo Neumático Intermitente suponiendo una velocidad del líquido constante. Se correlacionó la velocidad promedio del gas abajo del bache con el colgamiento de líquido predicho de correlaciones de flujo continuo. Los efectos de aceleración fueron despreciados y se consideró que todo el líquido, excepto el resbalado, se estaba moviendo como un bache completo sin tomar en cuenta que la recuperación de líquido se da en dos fases, tanto del bache principal como del líquido arrastrado por la burbuja de gas atrás del bache.

Se despreció la fricción debajo del bache y todo el líquido resbalado se consideró suspendido en el gas. Los resultados concuerdan razonablemente con datos medidos, pero no aseguran que su correlación de resbamiento pueda generalizarse.

Fernández, O.⁶ en 1982 desarrolló un modelo hidrodinámico para predecir el levantamiento artificial de aceite viscoso con Bombeo Neumático Intermitente. El modelo incluye todas las variables relevantes que pueden ser simuladas matemáticamente para predecir su comportamiento con respecto al tiempo.

Los resultados fueron comparados con los resultados experimentales obtenidos de la instalación de prueba en forma aceptable. Sin embargo, no se compararon con datos reales de campo.

Se consideró un proceso isotérmico, con colgamiento constante y uniforme, y que no existe entrada de fluidos durante la etapa de ascenso del bache.

Schmidt, et al.⁷ en 1984 presentaron un modelo hidrodinámico generado por balances de masa y cantidad de movimiento, en un sistema de fronteras móviles que consiste de un sistema no lineal de ecuaciones diferenciales que debe resolverse en etapas sucesivas de tiempo y que describe la evolución del fenómeno de levantamiento del bache.

Los resultados del modelo fueron verificados con pruebas realizadas en un tubo de 3 pg de diámetro usando aire y aceite mineral.

Las consideraciones principales fueron: Proceso isotérmico, líquido incompresible, no entra líquido al pozo durante la elevación del bache, interfaz definida entre el bache y la burbuja, el diámetro de la tubería de producción y el de la línea de descarga son iguales, toma en cuenta la aceleración del bache, calcula la cantidad de líquido arrastrado pero desprecia su efecto sobre la densidad del gas. Este modelo considera la existencia de una película de líquido de espesor no uniforme en la pared de la tubería, debajo del bache.

Se presentó también un modelo para simular la transferencia de masa de la película hacia la corriente de gas, pero no afecta la dinámica del flujo del bache.

Flores⁸ en 1992 presentó un modelo matemático numérico fundamentado en el trabajo experimental de Fernández. Se elaboró un programa de cómputo que permite diseñar una instalación de Bombeo Neumático Intermitente, determinando si el bache de líquido alcanza la superficie o si el gas lo penetra durante su recorrido ascendente. Sobrepredice el resbalamiento de líquido.

Liao, et al.⁹ en 1995 presentaron un modelo mecanístico basado en el trabajo de O. Fernández, haciendo comparaciones con los trabajos y resultados de Brill, Brown, Doerr y Neely. Se presentó un estudio de las cuatro etapas del proceso: levantamiento del bache, producción en la superficie, producción del bache por arrastre del gas, y generación de un nuevo bache. Para cada una de estas etapas hace un balance de cantidad de masa y de movimiento considerando las fronteras móviles.

Sus resultados son presentados en forma gráfica y se enfocan principalmente a un análisis de sensibilidad a la variación de los parámetros más importantes del proceso.

Oropeza¹⁰ en 1996 basado en el trabajo de Schmidt et al. programó en computadora usando el modelo de Newton-Raphson y descomposición matricial del tipo LU para resolver el sistema no lineal de ecuaciones diferenciales.

Modificó el modelo para considerar la variación de la densidad del gas abajo del bache debida a la inclusión de gotas arrastradas. Se validó los resultados con pruebas de laboratorio reportadas en la literatura, prediciendo con mejor exactitud que el modelo original. Sin embargo, bajopredice el volumen de líquido producido.

La presencia de una zona de transición entre el bache y la burbuja genera una cantidad mayor de líquido arrastrado por el gas que el que se tendría por arrastre de partículas de una película, considera una interfaz uniforme entre el bache y la burbuja.

Como se ve los esfuerzos por modelar el proceso del Bombeo Neumático Intermitente han sido varios y desde diferentes puntos de vista, sin embargo, no se han tenido los resultados deseados en cuanto al ajuste de los datos predichos con los medidos en campo, ya que debido a la complejidad del proceso muchas de las variables que gobiernan el fenómeno deben ser consideradas constantes y en varios casos deben ser supuestas.

III BASES DE SUSTENTACIÓN DEL MODELO

El proceso del Bombeo Neumático Intermitente se dividió en cuatro etapas: Levantamiento del bache de líquido, producción del bache en la superficie, producción de líquidos por arrastre del gas, y regeneración del bache. El modelado mecanístico se hará considerando estos procesos independientes para posteriormente integrarlos en una solución general.

Se aplicarán las ecuaciones de conservación de masa y de cantidad de movimiento a cada etapa para obtener el modelo

III.1 Ecuación de conservación

La forma más adecuada de la ecuación de conservación¹¹ cuando se tienen fronteras móviles entre los componentes, como es el caso del proceso que se analizará, es:

$$\left. \frac{dB}{dt} \right)_{\text{sistema}} = \frac{d}{dt} \int_{vc} \beta \rho dV + \int_{sc} \beta \rho (\mathbf{v}_r \cdot \mathbf{n}) dA \quad \dots (3.1)$$

donde:

B : Propiedad extensiva del fluido (masa, cantidad de movimiento, etc.)

$\beta = \frac{dB}{dm}$ Propiedad intensiva

m : Masa en una pequeña porción del fluido

ρ : Densidad del fluido

$\mathbf{v}_r = \mathbf{v} - \mathbf{v}_s$ Velocidad relativa del fluido (a la superficie de control)

\mathbf{v} : Velocidad del fluido relativa al sistema fijo coordenado

\mathbf{v}_s : Velocidad de la superficie de control relativa al sistema fijo coordenado

dV : Elemento de volumen de control

vc : Volumen de control

dA : Elemento de superficie de control

sc : Superficie de control

\mathbf{n} : Vector unitario normal a la superficie de control

La ecuación es aplicable en unidades consistentes y para este caso se utilizará el sistema de unidades comunes para Ingeniería Petrolera.

Ecuación de Balance de Masa

La ecuación de balance de masa se obtiene al hacer $B=masa$, por lo que $\beta =1$ en la ecuación de conservación (1):

$$\left. \frac{dB}{dt} \right)_{sistema} = \frac{d}{dt} \int_{V_c} \rho dV + \int_{S_c} \rho(\mathbf{v}r \cdot \mathbf{n})dA \quad \dots \quad (3.2)$$

Ya que la masa ni se crea ni se destruye para un sistema sin reacción química, la forma final de la ecuación de balance de masa será:

$$\boxed{\frac{d}{dt} \int_{V_c} \rho dV + \int_{S_c} \rho(\mathbf{v}r \cdot \mathbf{n})dA = 0} \quad \dots \quad (3.3)$$

Ecuación de Balance de Cantidad de movimiento

La ecuación de balance de cantidad de movimiento lineal se obtiene haciendo $B=$ cantidad de movimiento (mv) por lo que $\beta =v$ en la ecuación (1).

$$\left. \frac{dB}{dt} \right)_{system} = \frac{d}{dt} \int_{V_v} \rho v dV + \int_{S_s} \rho v(Vr \cdot n)dA \quad \dots \quad (3.4)$$

haciendo: $\Sigma F = \left. \frac{dB}{dt} \right)_{sistema}$

donde:

F : Fuerza resultante actuando en el sistema

$$\boxed{\sum F = \frac{d}{dt} \int_{V_c} \rho v dV + \int_{A_c} \rho v (\mathbf{v}_r \cdot \mathbf{n}) dA} \quad (3.5)$$

Las ecuaciones encontradas (3.3) y (3.5) son las ecuaciones de balance de masa y de cantidad de movimiento que se aplicarán en cada etapa del sistema para el desarrollo del modelo mecanístico que represente el proceso.

III.2 Consideraciones y suposiciones

Se hacen las siguientes consideraciones y suposiciones para todos los componentes durante las cuatro etapas del proceso, con el fin de simplificar el modelado:

1. - Todos los procesos son isotérmicos
2. - El gas de inyección se comporta como un gas ideal
3. - La ecuación de comportamiento de flujo por un orificio es aplicable al control superficial de inyección
4. - La válvula de inyección se comporta como un orificio y opera en flujo crítico
5. - El líquido es incompresible
6. - El comportamiento de afluencia del yacimiento es lineal y conocido

IV DESARROLLO DEL MODELO MECANÍSTICO

Una vez encontradas las ecuaciones de conservación de masa y cantidad de movimiento, se hace un análisis para su aplicación en cada una de las cuatro etapas en que se dividió el sistema, en forma separada para su integración final; asimismo, se especificarán las ecuaciones que representan el comportamiento de flujo a través de un orificio, para el caso del control superficial y de la válvula de inyección subsuperficial.

IV.1 Etapa I: Levantamiento del bache de líquido en la tubería

En esta etapa el gas es inyectado al espacio anular a través de la válvula de control superficial o estrangulador, la válvula de inyección subsuperficial abre y permite la entrada de gas a la tubería de producción y el bache de líquido es impulsado hacia arriba por el gas inyectado (ver Fig. 1). Una película de líquido se forma en la pared de la tubería.

El sistema físico se compone de:

- Espacio anular,
- Control de inyección superficial,
- Válvula subsuperficial de inyección,
- Núcleo de gas,
- Película de líquido y
- Bache de líquido.

a continuación se analizan cada uno de estos componentes.

Espacio anular

Aplicando la ecuación de balance de masa (3.3) al volumen de control en el espacio anular:

$$\frac{d}{dt} \int_{\tau_C} \rho_{\tau_C} dV_{\tau_C} + \int_{\sigma_C} \rho_{\tau_C} (\mathbf{v}\mathbf{r} \cdot \mathbf{n}) dA = 0 \quad (4.1)$$

Ya que el volumen de control está fijado al V_{TC} , (volumen en espacio anular entre la tubería de producción y la tubería de revestimiento), el primer término puede ser expresado como:

$$\frac{d}{dt} \int_{TC} \rho_{TC} dV_{TC} = V_{TC} \frac{d \bar{\rho}_{TC}}{dt} \quad \dots \quad (4.2)$$

Suponiendo: $\bar{\rho}_{TC} = \frac{1}{2}(\rho_{C1} + \rho_{C2})$

$$\frac{d}{dt} \int_{TC} \rho_{TC} dV_{TC} = \frac{V_{TC}}{2} \frac{d \rho_{C1}}{dt} + \frac{V_{TC}}{2} \frac{d \rho_{C2}}{dt} \quad \dots \quad (4.3)$$

El segundo término es el flujo neto de masa en el volumen de control:

$$\int_{sc} \rho_{TC} (\mathbf{v}_r \cdot \mathbf{n}) dA = \frac{dm_{TC}}{dt} \quad \dots \quad (4.4)$$

Así, la ecuación de balance de masa queda:

$$\frac{V_{TC}}{2} \frac{d \rho_{C1}}{dt} + \frac{V_{TC}}{2} \frac{d \rho_{C2}}{dt} + \frac{dm_{TC}}{dt} = 0 \quad \dots \quad (4.5)$$

El gas es inyectado en el volumen de control a través del control superficial y es inyectado dentro de la tubería (dejando el volumen de control del espacio anular) a través de la válvula de inyección. Como no hay otro flujo de masa de gas a través del control superficial, así:

$$\frac{dm_{TC}}{dt} = \int_{estrag} \bar{\rho}_{so} (\mathbf{v}_r \cdot \mathbf{n}) dA + \int_{valv} \bar{\rho}_{C2} (\mathbf{v}_r \cdot \mathbf{n}) dA \quad \dots \quad (4.6)$$

donde:

$\bar{\rho}_{so}$: densidad del gas de inyección @ P_{so} y T_{so}

En el control superficial de inyección, el gasto de flujo es dado por $m_{estrang}$ ecuación para un orificio, la cual será vista mas adelante. El gas fluye en la dirección opuesta a la del vector unitario normal a la superficie de control, por lo que el producto punto de $(v_r \cdot n)$ es negativo.

En la válvula de inyección el gasto de flujo es $m_{válv}$ e inicialmente se pretendía integrar a este estudio como una subrutina tomada de trabajos experimentales, sin embargo no fue posible debido a la complejidad de los sistemas de ecuaciones diferenciales resultantes, por lo que también se usará la ecuación para un orificio. El flujo de gas se da en la misma dirección a la del vector unitario normal a la superficie de control. El producto punto $(v_r \cdot n)$ es positivo, por lo que las ecuaciones anteriores quedan como:

$$\frac{dm_{TC}}{dt} = -m_{estrang} + m_{válv} \quad \dots (4.7)$$

En adición para ser usada en la solución del sistema también es usada la ecuación anterior, para obtener la cantidad de gas en el espacio anular verificando el balance de masa a cualquier tiempo.

Las pérdidas por fricción debidas a la inyección de gas en el espacio anular se consideran despreciables.

La presión en el espacio anular frente a la válvula puede ser estimada usando la ecuación para una columna estática de gas:

$$P_{C2} = P_{C1} e^{\left(\frac{0.01875 z_v \gamma_g}{\bar{r} \bar{z}} \right)} \quad \dots (4.8)$$

donde:

P_{C2} : Presión en el espacio anular frente a la válvula, (psia)

P_{C1} : Presión del espacio anular en la superficie, (psia)

z_v : Profundidad de la válvula de inyección, (pies)

γ_g : Gravedad específica del gas de inyección

T : Temperatura promedio en el espacio anular, ($^{\circ}R$)

Z : Factor de compresibilidad promedio

La ecuación de estado se usa para relacionar la presión del gas con la densidad:

$$P = \frac{ZRT}{M} \rho \quad \dots (4.9)$$

Para el caso de la parte superior del espacio anular tenemos:

$$P_{C1} = \frac{Z_{C1}RT_{C1}\rho_{C1}}{M} \quad \dots (4.10)$$

Para el caso de la profundidad de la válvula tenemos:

$$P_{C2} = \frac{Z_{C2}RT_{C2}\rho_{C2}}{M} \quad \dots (4.11)$$

Las ecuaciones anteriores que nos representan las presiones P_{C1} y P_{C2} son ecuaciones algebraicas que necesitan ser acopladas con ecuaciones diferenciales. Un procedimiento de solución estándar es transformarlas en ecuaciones diferenciales para formar un sistema. Diferenciando las ecuaciones (4.8), (4.10) y (4.11) con respecto al tiempo y considerando los factores de compresibilidad (Z) como constantes, resulta el siguiente sistema de ecuaciones diferenciales:

$$\frac{dP_{C2}}{dt} - e^{\left(\frac{0.01875z_v \gamma_g}{\bar{r} \bar{z}}\right)} \frac{dP_{C1}}{dt} = 0 \quad \dots (4.12)$$

$$\frac{dP_{C1}}{dt} - \frac{Z_{C1}RT_{C1}}{M} \frac{d\rho_{C1}}{dt} = 0 \quad \dots (4.13)$$

$$\frac{dP_{C2}}{dt} - \frac{Z_{C2}RT_{C2}}{M} \frac{d\rho_{C2}}{dt} = 0 \quad \dots (4.14)$$

Burbuja de gas

Para el caso de la burbuja de gas, se toma la burbuja a un tiempo t , como volumen de control, se supone que es de forma cilíndrica como se muestra en la figura 5, y se considera que no ocurre transferencia de masa a través de la interfaz entre el líquido y la burbuja de gas.

Aplicando la ecuación de balance de masa, el primer término se simplifica como:

$$\frac{d}{dt} \int_{vc} \rho dV = \frac{d}{dt} (\rho_B z_B A_B) \quad (4.15)$$

donde:

ρ_B : Densidad promedio del gas en la burbuja, (lbm/pie³)

z_B : Longitud de la burbuja de gas, (pies)

$A_B = \pi(r-y)^2$: Área transversal de la burbuja de gas, (pie²)

r : Radio interno de la tubería, (pie)

y : Espesor de la película de líquido, (pie)

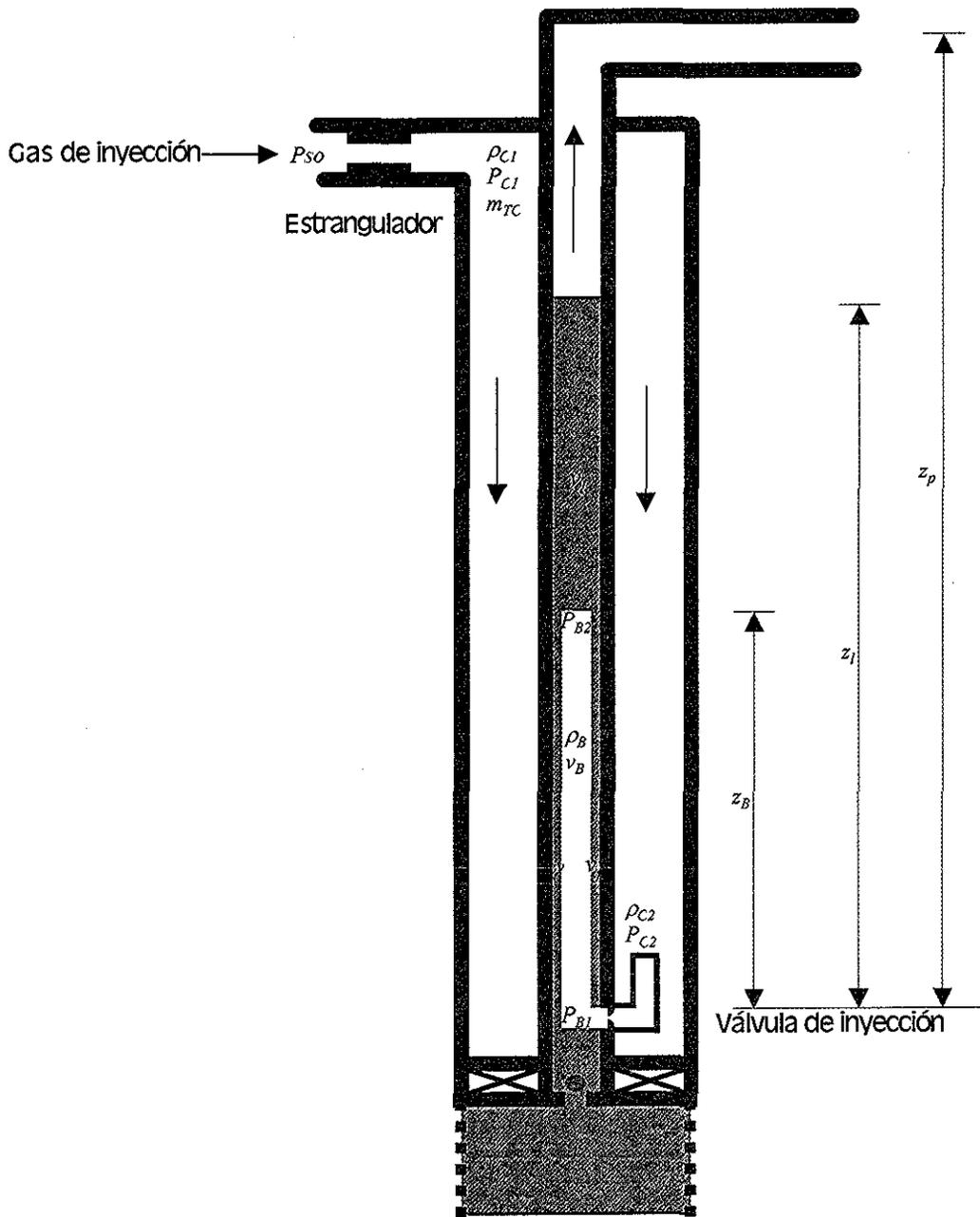
La superficie de control se compone de tres partes:

- El fondo de la burbuja de líquido, a la profundidad de la válvula
- La parte superior de la burbuja, la cual se mueve hacia arriba
- La envolvente exterior del cilindro de la burbuja de gas

El término de flujo de masa se puede expresar como:

$$\int_{sc} \rho(\mathbf{v}_r \cdot \mathbf{n}) dA = \int_{fondo} \rho(\mathbf{v}_r \cdot \mathbf{n}) dA + \int_{sup} \rho(\mathbf{v}_r \cdot \mathbf{n}) dA + \int_{ext} \rho(\mathbf{v}_r \cdot \mathbf{n}) dA \quad (4.16)$$

En el fondo de la burbuja de gas, la velocidad del gas, relativa al sistema fijo coordenado es $v=v_B$, la velocidad de la superficie de control relativa al sistema fijo coordenado es $v_s=0$; ya que la superficie de control no se mueve, así, la velocidad fluido relativa a la superficie de control es $v_r=v-v_s=v_B$. El vector unitario normal está en sentido opuesto a la velocidad del flujo del fluido:



Fluidos de la formación

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

Fig. 5 Localización de variables

$$\int_{\text{fondo}} \rho (\mathbf{v}_r \cdot \mathbf{n}) dA = \int_{\text{fondo}} \rho_{C2} (\mathbf{v}_B \cdot \mathbf{n}) dA = -m_{\text{válv}} \quad \dots (4.17)$$

En la parte superior de la burbuja, la velocidad del gas relativa al sistema fijo coordenado es $\mathbf{v}=\mathbf{v}_B$, la velocidad de la superficie de control, relativa al sistema fijo coordenado es $\mathbf{v}_s=\mathbf{v}_B$, ya que la superficie de control se mueve a la misma velocidad que el fluido, así, la velocidad relativa del fluido (relativa a la superficie de control) será $\mathbf{v}_r = \mathbf{v} - \mathbf{v}_s = \mathbf{v}_B - \mathbf{v}_B = 0$, por lo tanto:

$$\int_{\text{sup}} \rho (\mathbf{v}_r \cdot \mathbf{n}) dA = 0 \quad \dots (4.18)$$

En la superficie exterior del envolvente de la burbuja, las velocidades del fluido y la de la superficie de control, en la dirección radial, relativas al sistema fijo coordenado son despreciables, así:

$$\int_{\text{radial}} \rho (\mathbf{v}_r \cdot \mathbf{n}) dA = 0 \quad \dots (4.19)$$

Sustituyendo en la ecuación de flujo de masa (21) las ecuaciones (22), (23) y (24):

$$\int_{\text{cs}} \rho (\mathbf{v}_r \cdot \mathbf{n}) dA = -m_{\text{válv}} \quad \dots (4.20)$$

Sustituyendo las ecuaciones (4.15) y (4.20) en la ecuación (3.3) y diferenciando el término $\rho z A$, resulta la ecuación de balance de masa para la burbuja:

$$A_B \rho_B \frac{dz_B}{dt} + A_B z_B \frac{d\rho_B}{dt} - 2\pi(r - y) \rho_B z_B \frac{dy}{dt} - m_{\text{válv}} = 0 \quad \dots (4.21)$$

Aplicando la ecuación de balance de cantidad de movimiento a la burbuja de gas y siguiendo un análisis similar como el anterior para el balance de masa, se puede escribir el primer y segundo término $\rho z A$ de la ecuación (3.5) como sigue:

$$\frac{d}{dt} \int_{\text{vc}} \rho \mathbf{v} dV = \frac{d}{dt} (\mathbf{v}_B \rho_B A_B z_B) \quad \dots (4.22)$$

$$\int_{cs} \rho \mathbf{v}(\mathbf{v}_r \cdot \mathbf{n}) dA = \int_{fondo} \rho \mathbf{v}(\mathbf{v}_r \cdot \mathbf{n}) dA + \int_{sup} \rho \mathbf{v}(\mathbf{v}_r \cdot \mathbf{n}) dA + \int_{ext} \rho \mathbf{v}(\mathbf{v}_r \cdot \mathbf{n}) dA$$

$$\int_{cs} \rho \mathbf{v}(\mathbf{v}_r \cdot \mathbf{n}) dA = -v_B m_{válv} + 0 + 0$$

$$\int_{cs} \rho \mathbf{v}(\mathbf{v}_r \cdot \mathbf{n}) dA = -v_B m_{válv} \quad \dots \quad (4.23)$$

La fuerza resultante actuando sobre la burbuja de gas es:

$$\sum F = 144 g_c A_B (P_{B1} - P_{B2}) - \frac{f_B \rho_B v_B^2 z_B A_B}{2d} - \rho_B g z_B A_B \quad \dots \quad (4.24)$$

donde:

P_{B1} : Presión en el fondo de la burbuja de gas, (psia)

P_{B2} : Presión en la parte superior de la burbuja, (psia)

f_B : Factor de fricción del gas

ρ_B : Densidad del gas en la burbuja, (lbm/pie³)

v_B : Velocidad de la burbuja de gas, (pie/seg)

z_B : Longitud de la burbuja de gas, (pies)

g : Aceleración de la gravedad, (32.16 pie/seg²)

d : Diámetro de la tubería, (pies)

La ecuación de cantidad de movimiento para el gas se obtiene al sustituir las ecuaciones (4.22) a (4.24) en la ecuación de balance de cantidad de movimiento (3.5):

$$\frac{d}{dt} (v_B \rho_B A_B z_B) - v_B m_{válv} = 144 g_c A_B (P_{B1} - P_{B2}) - \frac{f_B \rho_B v_B^2 z_B A_B}{2d} - \rho_B g z_B A_B \quad \dots \quad (4.25)$$

El primero y segundo término del lado izquierdo, son la aceleración del gas y el flujo de cantidad de movimiento respectivamente. Cálculos reales muestran que estos dos términos, son muy pequeños con respecto a los del lado derecho y los términos dominantes son los dos primeros, presión y fricción. El último término de la derecha es el componente gravitatorio, éste es también relativamente pequeño comparado con los

términos de presión y fricción, sin embargo esto se readaptará en la versión final del modelo.

$$144 g_c (P_{B1} - P_{B2}) - \frac{f_B \rho_B v_B^2 z_B}{2d} - \rho_B g z_B = 0 \quad \dots (4.26)$$

Diferenciando con respecto al tiempo t , y haciendo los arreglos necesarios, se tiene por resultado la ecuación de cantidad de movimiento para la burbuja de gas en forma diferencial:

$$\frac{dP_{B2}}{dt} - \frac{dP_{B1}}{dt} + \left(\frac{f_B v_B^2 z_B}{288 g_c d} + \frac{z_B g}{144 g_c} \right) \frac{d\rho_B}{dt} + \frac{f_B \rho_B v_B^2 z_B}{144 g_c d} \frac{dv_B}{dt} + \left(\frac{f_B \rho_B v_B^2}{288 g_c d} + \frac{\rho_B g}{144 g_c} \right) \frac{dz_B}{dt} = 0 \quad \dots (4.27)$$

se utiliza una ecuación de estado para relacionar la densidad promedio del gas con la presión promedio en la burbuja

$$\frac{1}{2}(P_{B1} + P_{B2}) = \frac{ZRT\rho_B}{M} \quad \dots (4.28)$$

Transformándola a forma diferencial, derivándola con respecto al tiempo:

$$\frac{1}{2} \left(\frac{dP_{B1}}{dt} + \frac{dP_{B2}}{dt} \right) = \frac{ZRT}{M} \frac{d\rho_B}{dt} \quad \dots (4.29)$$

Usando la ecuación anterior en cálculos preliminares para resolver el modelo, se encontró que la presión en el fondo de la burbuja, se incrementa rápidamente durante la producción del bache de líquido, en lugar de mostrar el decremento esperado. Por lo que se analizó el modelo y se observó que el usar la presión promedio en la burbuja de gas ocasiona este comportamiento inesperado e incorrecto.

Cuando el bache de líquido es producido en la superficie durante la segunda etapa, la presión en la parte superior de la burbuja, decrece rápidamente; esto requiere que la presión en el fondo de la burbuja se incremente al mismo ritmo que la presión decrece en la parte superior de la burbuja con el fin de mantener el balance másico del gas. Estos resultados predichos, no se ajustan con los datos medidos experimentalmente de la presión en el fondo de la burbuja. Sin embargo, este resultado indicó que el esquema de solución al modelo fue correcto.

Se hizo una modificación al modelo para usar solamente la presión en el fondo de la burbuja de gas, en lugar de la presión promedio entre el fondo y la parte superior de la burbuja, en la ecuación de estado para la burbuja.

Por lo que la ecuación (4.29), después de las modificaciones quedó como:

$$\left(\frac{dP_B}{dt} \right) = \frac{ZRI}{M} \frac{d\rho_B}{dt} \quad \dots \quad (4.30)$$

Película de líquido

En este caso se toma la película del líquido a un tiempo t , como el volumen de control, la superficie de control quedará constituida por: la parte superior de la película, la parte inferior de la película, la interfaz gas-líquido, y la superficie exterior de la película en contacto con la pared de la tubería

Se usa la ecuación de balance, simplificando el primer término como:

$$\frac{d}{dt} \int_{V_c} \rho dV = \frac{d}{dt} [\rho_l z_B (A_t - A_B)] \quad \dots \quad (4.31)$$

donde:

ρ_l : Densidad del líquido, (lbm/pie³)

A_t : Area transversal de la tubería, (pie²)

z_B : Longitud de la burbuja de gas, (pie)

$A_B = \pi(r-y)^2$: Area transversal de la burbuja de gas, (pie²)

El segundo término necesita ser evaluado en cuatro partes diferentes de la superficie de control:

- La superficie exterior de la película en contacto con la pared de la tubería
- La superficie interior de la película en contacto con la burbuja de gas
- La superficie anular de la película en contacto con el bache de líquido, y
- El fondo de la tubería, donde los fluidos de la formación entran.

En este modelo se supondrá que el líquido entrando del yacimiento fluye en la película. La integral superficial será cero en las superficies cilíndricas interior y exterior de la película, ya que el flujo radial de la película se considera despreciable.

Sobre el área anular en la parte superior de la película, la velocidad relativa del fluido respecto al sistema fijo coordenado es la velocidad de la película $v = v_f$, la velocidad de la superficie de control relativa al sistema fijo coordenado es la velocidad de la burbuja $v_s = v_B$, la velocidad del fluido relativa a la superficie de control es por lo tanto $v_f = v - v_s = v_f - v_B$, y el flujo de fluidos será en la misma dirección a la del vector unitario normal a la superficie de control. La integral superficial sobre el área anular será:

$$\int_{\text{sup anular}} \rho_l \mathbf{v} \cdot (\mathbf{v}_f - \mathbf{n}) dA = \int_{\text{sup anular}} \rho_l [(\mathbf{v}_f - \mathbf{v}_B) \cdot \mathbf{n}] dA = [\rho_l (A_t - A_B) (v_f - v_B)] \quad \dots \quad (4.32)$$

donde:

v_f : Velocidad de la película, (pie/seg)

v_B : Velocidad de la burbuja, (pie/seg)

ρ_l : Densidad del líquido, (lbm/pie³)

A_t : Area de la sección transversal de la tubería, (pie²)

A_B : Area de la sección transversal de la burbuja, (pie²)

Sobre el fondo de la película de líquido, los fluidos de la formación fluyen hacia la película. La integral superficial sobre esta superficie es el gasto de líquido del yacimiento. El gasto de flujo q , puede ser determinado del comportamiento de afluencia dado. El resultado de la integral tiene signo negativo ya que el fluido fluye en dirección contraria a la del vector unitario normal a la superficie de control:

$$\int_{\text{fondo amilar}} \rho_l (\mathbf{v}_l \cdot \mathbf{n}) dA = -q \quad \dots (4.33)$$

donde: $q = \frac{5.615}{86400} Q_{yac}$: Gasto de flujo de líquido del yacimiento, (pie³/seg)

Q_{yac} : Gasto de flujo del yacimiento determinado del IPR, (bls/día)

La ecuación de balance de masa final para la película de líquido es obtenida sustituyendo las tres ecuaciones anteriores en la ecuación de balance de masa:

$$\frac{d}{dt} [\rho_l z_B (A_t - A_B)] + \rho_l (A_t - A_B) (v_f - v_B) - q \rho_l = 0 \quad \dots (4.34)$$

o diferenciando y ordenando:

$$2\pi(\gamma - \gamma) z_B \frac{dy}{dt} + (A_t - A_B) v_f - q = 0 \quad \dots (4.35)$$

Bache de líquido

El análisis en este componente se hace tomando el bache de líquido a un tiempo t , como volumen de control, la superficie de control consiste de: la parte superior, el fondo del bache y la superficie exterior del bache en contacto con la pared de la tubería (Ver Fig. 5). Se usa la ecuación de balance de masa donde el primer término se simplifica como:

$$\begin{aligned}\frac{d}{dt} \int_{vc} \rho dV &= \frac{d}{dt} [\rho_l (z_l - z_B) A_t] \\ &= \rho_l A_t \left(\frac{dz_l}{dt} - \frac{dz_B}{dt} \right) \\ &= \rho_l A_t (v_l - v_B)\end{aligned}\tag{4.36}$$

donde:

z_l : Posición de la parte superior del bache medida desde la superficie, (pies)

El segundo término de la ecuación de balance se evaluó en cuatro diferentes partes de la superficie de control:

- La superficie exterior del bache en contacto con la tubería
- La parte superior del bache
- La porción baja del bache en contacto con la burbuja, y
- La porción anular de la parte baja en contacto con la película de líquido.

La integral superficial será cero en la superficie cilíndrica exterior del bache de líquido, ya que el flujo radial es despreciable. En la parte superior del bache tanto la velocidad del fluido como la de la superficie de control relativas al sistema fijo coordenado son v_l , la velocidad del bache de líquido. La velocidad del fluido relativa a la superficie de control es $v_r=0$, por lo que la integral superficial será también cero.

Sobre el área anular en el fondo del bache de líquido, la velocidad del fluido relativa al sistema fijo coordenado es la velocidad de la película $v=v_f$ y la velocidad de la superficie de control relativa al sistema fijo coordenado es la velocidad de la burbuja $v_s=v_B$, por lo

tanto la velocidad del fluido relativa a la superficie de control es $v_r = v - v_s = v_f - v_B$, y el fluido fluye en la dirección contraria a la dirección del vector unitario normal a la superficie de control. La integral superficial sobre el área anular es:

$$\int_{\text{fondoanular}} \rho_l (\mathbf{v}_r \cdot \mathbf{n}) dA = \int_{\text{fondoanular}} \rho_l [(\mathbf{v}_f - \mathbf{v}_B) \cdot \mathbf{n}] dA = -\rho_l (A_t - A_B) (v_f - v_B) \quad \dots (4.37)$$

En el fondo del bache de líquido, sobre la porción del bache en contacto con la burbuja de gas, tanto la velocidad del fluido como la de la superficie de control, relativas al sistema fijo coordinado son v_B , la velocidad de la burbuja. La velocidad del fluido relativa a la superficie de control es $v_r = 0$, la integral superficial será también cero.

La ecuación de balance de masa final para el bache de líquido se obtiene sustituyendo las dos ecuaciones anteriores en la ecuación de balance de masa:

$$\rho_l A_t (v_f - v_B) - \rho_l (A_t - A_B) (v_f - v_B) = 0, \quad \dots (4.38)$$

o

$$A_t \frac{dz_t}{dt} - A_B \frac{dz_B}{dt} = (A_t - A_B) v_f \quad \dots (4.39)$$

después de reagrupar y sustituyendo v_t y v_B por sus definiciones:

$$v_t = \frac{dz_t}{dt}, \quad \dots (4.40)$$

$$v_B = \frac{dz_B}{dt} \quad \dots (4.41)$$

Aplicando la ecuación de cantidad de movimiento al bache de líquido y haciendo un análisis similar al efectuado a la ecuación de balance de masa, se puede escribir el primer término ρzA de la ecuación de balance de cantidad de movimiento como sigue:

$$\frac{d}{dt} \int_V \rho_l \mathbf{v} dV = \frac{d}{dt} [\rho_l v_t A_t (z_t - z_B)] \quad \dots (4.42)$$

y el segundo como:

$$\int_{sc} \rho_l \mathbf{v}(\mathbf{v}_r \cdot \mathbf{n}) dA = \int_{sup} \rho \mathbf{v}(\mathbf{v}_r \cdot \mathbf{n}) dA + \int_{fondo\ gas} \rho \mathbf{v}(\mathbf{v}_r \cdot \mathbf{n}) dA + \int_{fondo\ anular} \rho \mathbf{v}(\mathbf{v}_r \cdot \mathbf{n}) dA + \int_{sup\ ext} \rho \mathbf{v}(\mathbf{v}_r \cdot \mathbf{n}) dA$$

$$\int_{sc} \rho_l \mathbf{v}(\mathbf{v}_r \cdot \mathbf{n}) dA = 0 + 0 - \rho_l (A_i - A_B) v_f (v_f - v_B) + 0$$

$$\int_{sc} \rho_l \mathbf{v}(\mathbf{v}_r \cdot \mathbf{n}) dA = -\rho_l (A_i - A_B) v_f (v_f - v_B) \quad \dots \quad (4.43)$$

La fuerza resultante actuando en el bache de líquido es:

$$\Sigma F = 144 g_c A_i (P_{B2} - P_i) - \frac{f_l \rho_l v_i^2 (z_i - z_B) A_i}{2d} - \rho_l g (z_i - z_B) A_i \quad \dots \quad (4.44)$$

P_i es la presión en la parte superior del bache, esto es, la presión en la cabeza del pozo más la presión estática de la columna de gas, entre la cabeza del pozo y el bache del líquido. Para calcular la P_i se usó la siguiente ecuación:

$$P_i = P_{wh} e^{\left(\frac{0.01875(z_p - z_i) \gamma_g}{TZ} \right)} \quad \dots \quad (4.45)$$

donde:

z_p : Altura media de la cabeza del pozo a la válvula de inyección (pies)

La ecuación de cantidad de movimiento en el bache de líquido se obtuvo sustituyendo las cuatro ecuaciones anteriores en la ecuación de balance de cantidad de movimiento:

$$\frac{d}{dt} [v_i \rho_l A_i (z_i - z_B)] - \rho_l (A_i - A_B) v_f (v_f - v_B) = 144 g_c A_i (P_{B2} - P_i) - \frac{f_l \rho_l v_i^2 (z_i - z_B) A_i}{2d} - \rho_l g (z_i - z_B) A_i \quad \dots \quad (4.46)$$

Esta ecuación se simplifica usando la ecuación de balance de masa en el bache (4.38) y las definiciones de la velocidad del bache y la velocidad de la burbuja de gas dada por la ecuaciones (4.40) y (4.41):

$$(z_i - z_B) \frac{dv_i}{dt} = -v_i^2 + \left(1 - \frac{A_B}{A_i}\right) v_f^2 + \frac{A_B}{A_i} v_B^2 + 144 g_c (P_{B2} - P_i) - \frac{f_i \rho_i v_i^2 (z_i - z_B)}{2d} - g(z_i - z_B) \quad (4.47)$$

Ecuación de cierre

La relación entre la velocidad de la burbuja de gas y la velocidad del bache de líquido es necesaria para obtener un sistema cerrado. La forma simple de esta relación es:

$$v_B = av_I + b \quad \dots \quad (4.48)$$

donde:

v_I : Velocidad del líquido frente a la burbuja, (pie/seg)

a : Coeficiente de velocidad de la burbuja

b : Velocidad de ascenso de la burbuja en la columna de líquido, (pie/seg)

La ecuación anterior se transforma en forma diferencial, derivándola con respecto al tiempo, t :

$$\frac{dv_B}{dt} = a \frac{dv_I}{dt} \quad \dots \quad (4.49)$$

El coeficiente a , de la velocidad de la burbuja es aún un tópico de mayor investigación en el fenómeno de flujo bifásico en estado estacionario, esto presenta un problema muy complicado para el proceso del bombeo neumático intermitente con naturaleza transitoria. Actualmente son muy escasas y limitadas las referencias que existen acerca del coeficiente de velocidad de la burbuja, a para el proceso transitorio de BNI. En este trabajo, se adopta una aproximación similar a la usada en flujo bifásico para estado estacionario. En el capítulo siguiente se dará una discusión mas detallada.

El parámetro b , se considera como para el caso de flujo estacionario, por lo cual se usa la siguiente ecuación:

$$b = 0.35\sqrt{gd} \quad \dots \quad (4.50)$$

Las ecuaciones (4.5), (4.7), (4.12), (4.13), (4.14), (4.21), (4.27), (4.30), (4.35), (4.39), (4.40), (4.41), (4.47) y (4.49) forman un sistema cerrado de ecuaciones diferenciales para

la etapa del ascenso del bache por la tubería. Las variables dependientes son: P_{c1} , ρ_{c1} , m_{TC} , P_{c2} , ρ_{c2} , P_{B2} , Z_B , V_B , Z_I , V_I , V_f y Y .

Para resolver este sistema de ecuaciones diferenciales se puede usar un procedimiento estándar, en el siguiente capítulo se describe el procedimiento de solución seleccionado y el desarrollo del planteamiento considerado.

Discontinuidad de presión frente a la burbuja de gas

Existe un problema más por resolver en cuanto al planteamiento de solución de un bache empujado por un frente de gas, este es el de la discontinuidad que existe en la interfaz de la burbuja de gas con el bache de líquido.

Moe, et al.¹², fueron los primeros en discutir la discontinuidad de presión en el frente de la burbuja de gas, la cual es debida a la discontinuidad de la velocidad en el frente de la burbuja y el bache de líquido, esta discontinuidad de presión puede ser fácilmente analizada aplicando la ecuación de continuidad sobre un volumen de control infinitesimal contenido en el frente de la burbuja. Este volumen de control es equivalente a hacer una longitud de bache de líquido infinitesimal. Todos los análisis se aplican al bache de líquido tal que el volumen de control es $z_f \approx z_B$.

La ecuación de balance de masa reproduce la ecuación (4.38) y ésta no genera alguna información adicional al sistema. La ecuación de cantidad de movimiento es obtenida eliminando los términos que contienen $z_l - z_B$, y haciendo $P_{B2} = P_{bf}$ en la ecuación (4.47).

$$P_{bf} - P_l = \frac{1}{144 g_c} \left[v_l^2 - \left(1 - \frac{A_B}{A_l} \right) v_f^2 - \frac{A_B}{A_l} v_B^2 \right] \quad (4.51)$$

donde:

P_{bf} : Presión del gas en la interfaz, (psia)

P_l : Presión del líquido en la interfaz, (psia)

La ecuación anterior proporciona la relación entre la presión en el frente de la burbuja de gas y el fondo del bache de líquido en la interfaz gas-líquido, esto hace ver que la discontinuidad de presión es debida a la diferencia de velocidades en la interfaz.

Cálculos usando valores típicos de v_l , v_B y v_f en el proceso de bombeo neumático intermitente han mostrado que la discontinuidad de presión es pequeña, de apenas unas cuantas libras, comparada con las presiones del sistema, por lo tanto se considera despreciable en el modelo.

Control superficial de inyección

Como se mencionó previamente, el cálculo de flujo másico en el espacio anular a través del control superficial de inyección se determinó usando la ecuación de flujo a través de un estrangulador y es independiente del tipo de mecanismo de inyección empleado:

$$m_{estrang} = \frac{C_D Y D_{est}^2 F_a}{\sqrt{1-\beta^4}} \sqrt{\rho_{SO} (P_{SO} - P_{C1})} \quad \dots \quad (4.52)$$

donde:

$m_{estrang}$: Flujo másico de gas a través del control superficial, (lbm/seg)

P_{SO} : Presión superficial de apertura, (psia)

P_{C1} : Presión corriente abajo del control, (psia)

ρ_{SO} : Densidad del gas de inyección medida a P_{SO} y T_{SO} , (lbm/pie³)

T_{SO} : Temperatura en la superficie, (°R)

D_{est} : Diámetro del orificio del control de inyección, (pg)

C_D : Coeficiente de descarga del orificio del control, (se usa 0.865)

β : Relación de diámetros de orificio y línea de inyección

F_a : Factor de expansión térmica del plato del orificio, (se usa 1)

$$Y = \sqrt{r^{\frac{2}{\gamma}} \left(\frac{\gamma}{\gamma-1} \right) \left(\frac{1-r^{\frac{\gamma-1}{\gamma}}}{1-r} \right) \left(\frac{1-\beta^4}{1-\beta^4 r^{\frac{2}{\gamma}}} \right)} \quad \text{: Factor de expansión del gas} \quad \dots \quad (4.53)$$

$$r = \frac{P_{c.abajo}}{P_{c.arriba}} \quad \text{: Relación de presiones a través del orificio}$$

$$\gamma = \frac{C_p}{C_v} \quad \text{: Relación de calores específicos}$$

Válvula de inyección subsuperficial

El comportamiento de flujo de gas a través de la válvula de inyección m_{valv} puede ser

calculado por medio del trabajo experimental de Neiberding et al.¹⁵, o el presentado por Acuña H. G.¹⁶, sin embargo, el sistema de ecuaciones resultante es muy complejo, por lo que con el fin de simplificar el sistema de ecuaciones se usará como forma inicial el cálculo de gasto másico a través de un orificio usando la ecuación:

$$m_{válv} = \frac{C_D Y D_{orif}^2 F_a}{\sqrt{1-\beta^4}} \sqrt{\rho_{C2}(P_{C2}-P_{B1})} \quad \dots \quad (4.54)$$

donde:

$m_{válv}$: Flujo másico de gas a través del control superficial, (lbm/seg)

P_{C2} : Presión superficial de apertura, (psia)

P_{B1} : Presión corriente abajo del control, (psia)

ρ_{C2} : Densidad del gas de inyección medida a P_{C2} y T_{C2} , (lbm/pie³)

T_{C2} : Temperatura en la superficie, (°R)

D_{orif} : Diámetro del orificio de la válvula, (pg)

Las otras variables son similares a las del caso del control superficial de inyección.

IV.2 Etapa II: Producción del bache de líquido en la superficie

Como el gas es inyectado en forma continua a la tubería a través de la válvula de inyección subsuperficial, este impulsa en forma continua el bache de líquido hacia la superficie, cuando la parte superior del bache alcanza la superficie, el líquido es producido y el sistema cambia a la segunda etapa de un ciclo de Bombeo Neumático Intermitente: producción del bache de líquido en la superficie.

Todas las ecuaciones derivadas para la primera etapa, excepto las correspondientes al bache de líquido, son válidas para esta etapa, ya que es necesario hacer varias modificaciones para representar el cambio en el bache de líquido. Primero, se debe considerar constante la altura del bache de líquido, medida a partir de la válvula de inyección, ya que sería igual a la altura de la cabeza del pozo medida desde la válvula. La ecuación de cantidad de movimiento para el bache de líquido necesita ser cambiada e incluir la caída de presión adicional causada por el flujo del bache a través del codo de 90°. Esta caída de presión se puede calcular normalmente con la siguiente ecuación:

$$\Delta P = \frac{0.6v_l^2 \rho_l A_t}{2} \dots (4.55)$$

donde:

ΔP : Caída de presión a través del codo, (psi)

v_l : Velocidad del líquido, (pie/seg)

ρ_l : Densidad del líquido, (lbm/pie³)

A_t : Área de la tubería, (pie²)

Para el caso de la línea de descarga, también es necesario incluir la caída de presión por fricción a lo largo de ésta. El modelo considera que no hay línea de descarga para simplificar el sistema, ya que si se considera el diámetro de la tubería de descarga diferente al de la tubería de producción, la aceleración del fluido debe ser considerada en la ecuación de cantidad de movimiento, lo que complica el sistema de ecuaciones diferenciales.

Después de hacer los cambios anteriormente sugeridos, la ecuación de cantidad de movimiento final para el bache de líquido es:

$$\begin{aligned} (z_p - z_B) \frac{dv_i}{dt} = & -v_i^2 + \left(1 - \frac{A_B}{A_i}\right) v_f^2 + \frac{A_B}{A_i} v_B^2 + 144 g_c A_i (P_{B2} - P_{wh}) \dots (4.56) \\ & - \frac{f_i \rho_i v_i^2 (z_p - z_B)}{2d} - g(z_p - z_B) - 0.3v_i^2 \end{aligned}$$

donde:

z_p : Altura medida desde la válvula de inyección a la superficie, (pie)

IV.3 Etapa III: Producción de líquido por arrastre

Cuando el final del bache de líquido deja la cabeza del pozo y por ende termina la producción del bache mismo, las ecuaciones para el bache de líquido desaparecen; por otra parte la velocidad del gas se incrementa drásticamente, con lo que la expansión tan rápida del gas causa que la película de líquido de las paredes sea arrastrada hacia el núcleo del gas y este líquido arrastrado sea producido en la superficie. Este fenómeno de producción de líquido arrastrado es muy complicado y por consecuencia muy difícil de modelar.

Los componentes para esta etapa incluyen el control superficial de inyección, el espacio anular, la válvula de inyección, y el yacimiento, como en el caso de la etapa del levantamiento del bache de líquido. Las ecuaciones (4.5), (4.7), (4.12), (4.13), (4.14), (4.52) y (4.54) desarrolladas para la primera etapa son válidas en esta etapa también.

Sin embargo, los componentes del sistema dentro de la tubería son muy diferentes de los de las dos primeras etapas. Se debe considerar la transferencia de masa entre la película de líquido en la pared y el líquido arrastrado por la corriente de gas. Por lo que se deben desarrollar nuevas ecuaciones para los componentes del sistema dentro de la tubería.

En el núcleo consistente de gas y líquido arrastrado, se puede derivar un sistema de cinco ecuaciones diferenciales parciales en las cinco variables: presión, película de líquido, flujo másico de líquido arrastrándose, densidad del gas y velocidad del núcleo. Sin embargo, la solución de este sistema de ecuaciones diferenciales es demasiado complicado por lo que se usará un proceso simplificado, donde las fases líquido y gas serán tratadas por separado.

Se considera que las variables más importantes en esta etapa son el líquido arrastrado en el núcleo del gas y la película de líquido en la tubería, por lo que se desarrollará un sistema de dos ecuaciones diferenciales parciales para estas dos variables. El gas se analiza primero en forma separada, entonces los valores locales de presión de gas, velocidad, densidad y flujo másico, se usan para resolver las ecuaciones diferenciales parciales del líquido arrastrado y de la película.

La ecuación diferencial parcial para el arrastre de líquido se obtiene aplicando la ecuación de balance de masa (3.3) al líquido arrastrado en un volumen de control del núcleo de gas con altura $\Delta z = z_2 - z_1$.

El primer término de (3.3) será:

$$\frac{d}{dt} \int_{\text{c}} \rho v dV = \frac{\partial}{\partial t} [\rho_E A_B \Delta z] = \Delta z \frac{\partial}{\partial t} (\rho_E A_B) \quad \dots \quad (4.57)$$

donde:

ρ_E : Densidad del líquido arrastrado, (lbm/pt³)

A_B : Área de la sección transversal del núcleo de gas, (pt²)

Se usa la notación de derivada parcial ya que ρ_E y A_B son funciones de tiempo y de posición. El segundo término de la ecuación (3.3) es igual al gasto másico de líquido transferido entre la película de líquido y el líquido arrastrado en el núcleo de gas, y el gasto neto de arrastre de líquido fluyendo fuera del volumen de control:

$$\int_{\text{c}} \rho (\mathbf{v}_r \cdot \mathbf{n}) dA = \int_{\text{sc-película}} \rho (\mathbf{v}_r \cdot \mathbf{n}) dA + \int_{\text{sc-sup-fondo}} \rho (\mathbf{v}_r \cdot \mathbf{n}) dA \quad \dots \quad (4.58)$$

donde el volumen de control cilíndrico ha sido dividido en: superficie exterior del núcleo de gas en contacto con la película de líquido, parte superior y fondo. La transferencia de líquido entre el núcleo de gas y la película de líquido se supone igual a:

$$\int_{\text{sc-película}} \rho (\mathbf{v}_r \cdot \mathbf{n}) dA = - \frac{dm_{\text{película}}}{dt} \quad \dots \quad (4.59)$$

$$\frac{dm_{\text{película}}}{dt} = \frac{d}{dt} \left(\Delta z \rho_l \left[\pi r^2 - \pi (r - y)^2 \right] \right) \quad \dots \quad (4.60)$$

$$\frac{dm_{\text{película}}}{dt} = 2\pi \rho_l \Delta z (r - y) \frac{\partial y}{\partial t}$$

donde:

ρ_l : Densidad del líquido, (lbm/pie³)

r : Radio de la tubería, (pie)

y : Espesor de la película de líquido, (pie)

$\Delta z = z_2 - z_1$: Una pequeña sección de la tubería, (pie)

Se usa la notación de ecuación diferencial parcial ya que y es una función del tiempo y de la posición. El gasto neto de arrastre de líquido fluyendo fuera del volumen de control es:

$$\int_{\text{c-sup-fondo}} \rho (\mathbf{v}_r \cdot \mathbf{n}) dA = (A_B \rho_E v_E)_{z_2} - (A_B \rho_E v_E)_{z_1} \quad \dots \quad (4.61)$$

donde:

v_E : Velocidad superficial del líquido arrastrado en el núcleo de gas, (pie/seg)

Sustituyendo las ecuaciones (4.59) a la (4.61) en la ecuación (3.3) nos queda la ecuación de balance de masa para el líquido arrastrado en el núcleo de gas:

$$2\pi(r-y) \frac{\partial y}{\partial t} \Delta z + \Delta z \frac{\partial (\rho_E A_B)}{\partial t} + (A_B \rho_E v_E)_{z_2} - (A_B \rho_E v_E)_{z_1} = 0 \quad \dots \quad (4.62)$$

Dividiendo la ecuación (4.62) por Δz , tomando el límite cuando $\Delta z \rightarrow 0$ y usando la notación de ecuaciones diferenciales parciales

$$2\pi\rho_l(r-y) \frac{\partial y}{\partial t} + \frac{\partial (\rho_E A_B)}{\partial t} + \frac{\partial (A_B \rho_E v_E)}{\partial z} = 0 \quad \dots \quad (4.63)$$

La ecuación final se obtiene a partir de la definición del gasto de flujo másico por arrastre $W_E = A_B \rho_E v_E$, y la suposición de que la velocidad superficial de líquido arrastrado es la misma que la velocidad superficial del gas en el núcleo, $v_E = v_C$.

$$2\pi\rho_l v_c (r - y) \frac{\partial y}{\partial t} + \frac{\partial W_E}{\partial t} + \frac{W_E}{v_c} \frac{\partial v_c}{\partial t} + v_c \frac{\partial W_E}{\partial z} = 0 \quad \dots (4.64)$$

donde:

W_E : Gasto másico de líquido arrastrado, (lbm/seg)

v_c : Velocidad superficial del gas en el núcleo, (pie/seg)

Considerando la correlación de Hugmark¹³ para calcular el arrastre de líquido:

$$W_E = 1.202 * 10^{-5} \frac{\rho_l}{\rho_B} W_g (y_B)^{1.51} \quad \dots (4.65)$$

$$y_B = 1488 \frac{y}{\mu} \sqrt{\rho_B g_c \frac{(\tau_w + \tau_i)}{2}} \quad \dots (4.66)$$

$$\tau_w = \left[144 \left(-\frac{\partial P}{\partial z} \right) - \rho_l \left(1 - \frac{A_B}{A_t} \right) \frac{g}{g_c} - \rho_B \frac{A_B}{A_t} \frac{g}{g_c} \right] \frac{r}{2} \quad \dots (4.67)$$

$$\tau_w = \left[144 \left(-\frac{\partial P}{\partial z} \right) - \rho_B \frac{g}{g_c} \right] \frac{(r - y)}{2} \quad \dots (4.68)$$

donde:

W_E : Gasto de líquido arrastrado, (lbm/seg)

W_g : Gasto de gas en el núcleo, (lbm/seg)

μ : Viscosidad del líquido, (cp)

τ_w : Esfuerzo cortante en la pared, (psi/pie)

τ_i : Esfuerzo cortante en la interfaz gas-líquido, (psi/pie)

ρ_l : Densidad del líquido, (lbm/pie³)

ρ_B : Densidad del gas, (lbm/pie³)

r : Radio de la tubería de producción, (pie)

A_B : Área transversal del núcleo de gas, (pie²)

En cálculos con la correlación original de Hugmark se observa que no puede ser empleada directamente, el término $\tau_w + \tau_i$ será negativo en cuanto inicia la etapa de depresionamiento del gas ya que el esfuerzo cortante en la interfaz será mayor que el esfuerzo cortante en la pared. La correlación trabaja bien al reemplazar $\frac{(\tau_w + \tau_i)}{2}$ por τ_i .

La correlación de Hugmark para el arrastre de líquido se expresa como:

$$\left\{ \frac{1.51W_E}{y} - X_1 \left[144 \left(-\frac{\partial P}{\partial z} \right) - \rho_g \frac{g}{g_c} \right] \right\} \frac{\partial y}{\partial t} - \frac{\partial W_E}{\partial t} + \frac{W_E}{W_g} \frac{\partial W_g}{\partial t} + 144X_1(r-y) \frac{\partial}{\partial t} \left(-\frac{\partial P}{\partial z} \right) + \left[\frac{W_E}{W_g} + 144X_1(r-y) - \frac{2X_1\tau_i}{\rho_g} \right] \frac{\partial \rho_g}{\partial t} = 0 \quad \dots (4.69)$$

donde:

$$X_1 = \frac{1.51W_E X \rho_g g_c}{2y_B} \quad \dots (4.70)$$

$$X = \frac{1488y}{2\mu_g \sqrt{\rho_g g_c \tau_i}} \quad \dots (4.71)$$

$$y_B = 1488 \frac{y}{\mu} \sqrt{\rho_g g_c \tau_i} \quad \dots (4.72)$$

La ecuación (4.64) y la (4.69) involucran seis variables dependientes y , W_E , W_g , P , ρ_g , y v_c . Se deben desarrollar otras cuatro relaciones para cerrar el sistema, pero como se mencionó anteriormente, se empleará un proceso simplificado en el que se analiza en forma separada primero el gas y se obtiene W_g , P , ρ_g , y v_c .

Aplicando la ecuación de balance de masa (3.3) al volumen de control del gas que ocupa la sarta de la tubería, el primer término se puede escribir como:

$$\frac{d}{dt} \int_V \rho dV = \frac{d}{dt} \left(A_B Z_P \bar{\rho}_g \right) \approx \frac{d}{dt} \left(A_I Z_P \bar{\rho}_g \right) = A_I Z_P \frac{d}{dt} \bar{\rho}_g \quad \dots (4.73)$$

donde:

$\bar{\rho}_g$: Densidad promedio del gas en la tubería, (lbm/ pie³)

El segundo término de la ecuación (3.3) necesita ser evaluado en la posición de la válvula de inyección y en la superficie. La integral superficial en la válvula de inyección es $-m_{valv}$ como se discutió en la sección de la burbuja de gas. La integral superficial sobre la parte superior de la tubería en la cabeza del pozo es el gasto de gas fuera de la tubería, el cual es $A_I \rho_{gs} v_{gs}$

$$\int_S \rho(\mathbf{v}_r \cdot \mathbf{n}) dA = -m_{valv} + A_I \rho_{gs} v_{gs} \quad \dots (4.74)$$

La ecuación de balance de masa para el gas en la tubería es:

$$A_I Z_P \frac{d}{dt} \bar{\rho}_g - m_{valv} + A_I \rho_{gs} v_{gs} = 0 \quad \dots (4.75)$$

La ecuación de cantidad de movimiento para el gas se obtiene considerando solo los componentes de presión y fricción en el núcleo de gas:

$$P_{gd} - P_{gs} - \frac{f_g \bar{\rho}_g \bar{v}_g^2 Z_P}{288 g_c d} = 0 \quad \dots (4.76)$$

donde:

P_{gd} : Presión de gas a la profundidad, (psia)

P_{gs} : Presión de gas en la superficie, (psia)

f_g : Factor de fricción del gas

\bar{v}_g : Velocidad promedio del gas, (pie/seg)

d : Diámetro de la tubería, (pie)

$\bar{\rho}_g$: Densidad promedio del gas, (lbm/pie³)

La presión en la superficie se conoce como la presión en la cabeza:

$$P_{gs} = P_{wh} \quad \dots (4.77)$$

La densidad promedio del gas en la tubería de producción es:

$$\bar{\rho}_g = \frac{1}{2}(\rho_{gs} + \rho_{gd}) \quad \dots (4.78)$$

donde:

ρ_{gs} : Densidad del gas en la superficie, (lbm/ pie³)

ρ_{gd} : Densidad del gas a la profundidad de la válvula, (lbm/ pie³)

$$\rho_{gs} = \frac{M}{Z_s RT_s} P_{wh} \quad \dots (4.79)$$

donde:

T_s : Temperatura en la superficie, (°R)

Z_s : Factor de compresibilidad a T_s y P_{wh}

$$\rho_{gd} = \frac{M}{Z_d RT_d} P_{gd} \quad \dots (4.80)$$

donde:

T_d : Temperatura a la profundidad, (°R)

Z_d : Factor de compresibilidad a T_d y P_{gd}

La velocidad promedio es:

$$\bar{v}_g = \frac{1}{2}(v_{gs} + v_{gd}) \quad \dots (4.81)$$

La velocidad del gas a la profundidad de la válvula se calcula a partir de la ecuación de gasto de flujo a través de la válvula:

$$v_{gd} = \frac{m_{valv}}{\rho_{gd} A_i} \quad \dots (4.82)$$

Usando las ecuaciones (4.78) a la (4.82) en las ecuaciones (4.75) y (4.76) podemos obtener la ecuación para la presión a la profundidad y la ecuación para la velocidad superficial:

$$\frac{dP_{gd}}{dt} = \frac{2Z_d RT_d m_{valv}}{A_i M Z_p} - \frac{2Z_d T_d P_{wh}}{Z_s T_s Z_p} \quad \dots (4.83)$$

$$v_{gs} = 2 \sqrt{\frac{576 R g_c d}{f_g z_p M} \frac{P_{gd} - P_{wh}}{T_d Z_d + \frac{P_{wh}}{T_s Z_s}}} - v_{gd} \quad \dots (4.84)$$

Las ecuaciones (4.64), (4.69), (4.80), (4.82), (4.83) y (4.84) comprenden el juego de ecuaciones para los componentes del sistema dentro de la tubería para la etapa de producción de líquido por arrastre. El procedimiento de solución se discute en el siguiente capítulo.

IV.4 Etapa IV: Regeneración del bache de líquido

La energía del gas en la tubería, se reduce conforme el depresionamiento del gas continua en la etapa de producción de líquido por arrastre. El flujo de gas cesa cuando la energía de la expansión del gas no puede soportar el flujo de gas con el líquido arrastrado (sí hay todavía líquido dejando el núcleo). El líquido en la película y el arrastre de líquido remanente en el núcleo inicia a colgarse y a juntarse con los líquidos que entran de la formación y que llenan la tubería formando el siguiente bache de líquido. La entrada de líquido de la formación es determinada simplemente por la relación de comportamiento de afluencia de la formación. El colgamiento de líquido en la película es modelado empleando la teoría del análisis de la película cayendo¹⁴.

En esta etapa se utilizan las mismas ecuaciones para el control superficial, el espacio anular, y la válvula de inyección.

Análisis de la película de líquido cayendo

De cálculos se ha mostrado que la película de líquido en la pared de la tubería es muy delgada al final de la etapa de la producción de líquido por arrastre, por lo que es aplicable el análisis de la película de líquido cayendo.

La película de líquido determinada en la etapa de producción de líquido por arrastre, tiene un espesor diferente en cada segmento de la tubería. Para simplificar el problema, la sarta de tubería es tratada como un segmento en esta etapa, lo que nos da por resultado que se suponga un espesor de película uniforme a lo largo de la tubería. La interfaz de la película de líquido con el gas en la tubería se supone como una superficie libre. El esfuerzo cortante en la interfaz se considera despreciable. Esta suposición se soporta en la condición de no-flujo usada para determinar la etapa de producción de líquido por arrastre.

Las ecuaciones gobernantes para la película de líquido cayendo se obtienen a partir de tomar un pequeño cilindro el cual contiene una película de líquido como volumen de control, y aplicando las ecuaciones generales de balance de masa y de cantidad de movimiento a este volumen de control.

La ecuación de balance de masa (3.3) será trivial para un cilindro delgado en la película de líquido. El lado derecho de la ecuación de cantidad de movimiento (3.5), será cero para

el flujo en estado estacionario de la película de líquido, por lo que la ecuación de cantidad de movimiento será:

$$\sum F = 0 \quad \dots (4.85)$$

La fuerza resultante que actúa en el sistema incluye los esfuerzos de corte dentro y fuera del cilindro, las fuerzas de presión actuando en el espacio anular de la parte superior y el fondo del cilindro, y la fuerza gravitacional.

$$(2\pi r L \tau_{rz})|_r - (2\pi r L \tau_{rz})|_{r+\Delta r} + 2\pi r \Delta r L \rho_l g + 2\pi r \Delta r (P_o - P_L) = 0 \quad \dots (4.86)$$

donde:

τ_{rz} : Esfuerzo cortante debido al flujo, (psi/pie)

L : Longitud de la película, (pie)

P_o : Presión en la parte superior del área cilíndrica de la película, (psia)

P_L : Presión en el fondo del área cilíndrica de la película, (psia)

La ecuación (4.86) se simplifica a:

$$\frac{(r \tau_{rz})|_{r+\Delta r} - (r \tau_{rz})|_r}{\Delta r} = \left(\frac{P_o - P_L}{L} + \rho_l g \right) r \quad \dots (4.87)$$

Definiendo $\phi = P - \rho_l g Z$ y tomando el límite cuando $\Delta r \rightarrow 0$

$$\frac{d}{dr} (r \tau_{rz}) = \frac{\phi_o - \phi_L}{L} r \quad \dots (4.88)$$

El esfuerzo cortante se define como

$$\tau_{rz} = -\mu \frac{dv}{dr} \quad \dots (4.89)$$

las ecuaciones (4.88) y (4.89) se integran para obtener el perfil de la velocidad dentro de la película de líquido, donde las condiciones de frontera son: La condición de la superficie libre en la superficie interna y la condición de no resbalamiento en la pared de la tubería

$$\tau_{rz}|_{R_0} = 0 \quad \dots \dots (4.90)$$

donde:

R_0 : Radio interior de la superficie de la película de líquido

$$v_z|_R = 0 \quad \dots \dots (4.91)$$

donde:

R : Radio de la tubería.

Integrando se obtiene el perfil de velocidades dentro de la película.

$$v_z = \frac{\phi_0 - \phi_L}{2\mu L} \left(\frac{R^2}{2} - R_0^2 \ln R - \frac{r^2}{2} + R_0^2 \ln r \right) \quad \dots \dots (4.92)$$

ó

$$v_z = \frac{\phi_0 - \phi_L R^2}{4\mu L} \left(1 - \left(\frac{r}{R} \right)^2 + -2a^2 \ln \left(\frac{r}{R} \right) \right) \quad \dots \dots (4.93)$$

donde:

$$a = \frac{R_0}{R}$$

El flujo de líquido fuera de la película se determina integrando la velocidad de la película:

$$q = \int_0^{2\pi} \int_{R_0}^R r v_z dr d\theta \quad \dots \dots (4.94)$$

Después de la integración y reorganizando, el flujo de líquido está dado por:

$$q = \frac{\pi(\phi_o - \phi_L)R^4}{8\mu L} (1 - 4a^2 + 3a^4 - 4a^4 \ln a) \quad \dots (4.95)$$

La ecuación anterior se simplifica usando la serie de Taylor de $\ln a$. Debido a que la película es muy delgada, $\varepsilon = 1 - a$ es muy pequeño, si sustituimos a con $1 - \varepsilon$, haciendo los arreglos algebraicos, despreciando los términos con orden mayor a ε^3 en la expresión resultante y usando la definición de Φ , la ecuación (4.95) se simplifica a:

$$q = 1488 \frac{\rho_l g (2\pi R) \delta^3}{3\mu} \quad \dots (4.96)$$

donde:

q : Gasto fuera de la película, (lbm/seg)

$\delta = \varepsilon R$: Espesor de la película, (pie)

La ecuación (4.96), se puede usar para obtener el gasto instantáneo de líquido fuera de la película para un espesor de película conocido a cualquier tiempo.

IV.5 Correlaciones empíricas usadas en el modelo

Relación de comportamiento de afluencia

La relación de comportamiento de afluencia del yacimiento con índice de productividad conocido está dada por la ecuación:

$$Q = PI(P_r - P_{wf}) \quad \dots \quad (4.97)$$

donde:

Q : Producción diaria de líquido, (*bls/día*)

PI : Índice de productividad, (*bls/día/psi*)

P_r : Presión promedio del yacimiento, (*psia*)

P_{wf} : Presión de fondo fluyendo, (*psia*)

El índice de productividad y la presión promedio del yacimiento es conocida para una formación dada, la presión de fondo fluyendo será calculada por el modelo a un tiempo instantáneo. El gasto instantáneo de producción se puede calcular con la ecuación anterior.

La ecuación de Vogel también se incluye en el modelo como una opción, y se expresa como:

$$Q = Q_{max} \left\{ 1 - 0.2 \left(\frac{P_{wf}}{P_r} \right) - 0.8 \left(\frac{P_{wf}}{P_r} \right)^2 \right\} \quad \dots \quad (4.98)$$

donde:

Q_{max} : Producción máxima diaria, cuando P_{wf} es cero, (*bls/día*)

Factor de compresibilidad (Z)

Para calcular el factor de compresibilidad Z, se usará la ecuación de Hall-Yarborough:

$$Z = \frac{0.06125 p_{pr} t e^{-1.2(1-t)^2}}{y} \quad \dots \quad (4.99)$$

donde:

p_{pr} : Presión pseudoreducida

t : Recíproco de la temperatura pseudoreducida, (Tpc/T)

y : Densidad reducida, la cual se puede obtener con:

$$-0.06125 p_{pr} t e^{-1.2(1-t)^2} + \frac{y + y^{2^3} + y^3 - y^4}{(1-y)^3} - (14.76t - 9.76t^2 + 4.58t^3) y^2 + \dots (4.100)$$
$$+ (90.7t - 242.2t^2 + 42.4t^3) y^{(2.18+2.82t)}$$

La ecuación no lineal se resolverá usando el método iterativo de Newton-Raphson, el procedimiento de solución está propuesto por Dake.

Factor de fricción

Para calcular el factor de fricción se utilizará la ecuación de Colebrook y White:

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = 1.71 - 2 \log_{10} \left(\frac{2\varepsilon}{d} + \frac{18.7}{N_{Re} \sqrt{f}} \right) \dots (4.101)$$

donde:

f : Factor de fricción de Moody

ε : Rugosidad absoluta de la tubería, (pie)

d : Diámetro de la tubería, (pie)

N_{Re} : Número de Reynolds de:

$$N_{Re} = 1488 \frac{dv\rho}{\mu} \dots (4.102)$$

donde:

v : Velocidad del fluido

Se usa un procedimiento iterativo para resolver f ya que es un factor implícito, se puede iniciar con un valor de f , obtenido de alguna ecuación común general para resolver el método iterativo, como el método de Jain para calcular un valor inicial.

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = 1.14 - 2 \log_{10} \left(\frac{\varepsilon}{d} + \frac{21.25}{N_{RE}^{0.9}} \right) \quad \dots (4.103)$$

Viscosidad del gas

Se adaptó la correlación de Lee, et al. para el cálculo de la viscosidad del gas, quedando como sigue:

$$\mu_g = 10^{-4} K e^{(X \rho_g^y)} \quad \dots (4.104)$$

donde:

$$K = \frac{(9.4 + 0.02M)T^{1.5}}{(209 + 19M + T)}$$

$$X = 3.5 + \frac{986}{T} + 0.01M$$

$$y = 2.4 - 0.2X$$

μ_g : Viscosidad del gas, (cp)

T : Temperatura de interés, ($^{\circ}R$)

M : Masa molecular del gas

ρ_g : Densidad del gas a la presión y temperatura de interés, (gr/cm^3)

dada por:

$$\rho_g = 0.433 \gamma_{gf} \frac{P}{zT} \quad \dots (4.105)$$

donde:

γ_{gf} : Densidad específica del gas libre

Presión de burbujeo

Se usará la correlación de Standing para calcular la presión de burbujeo:

$$P_b = \frac{18 \left(\frac{FGOR}{\gamma_{gs}} \right)^{0.83}}{10^{(0.125 API - 0.00091T)}} \quad \dots (4.106)$$

donde:

P_b : Presión en el punto de burbujeo, (psia)

$FGOR$: Relación gas aceite

API : Densidad específica, ($^{\circ}API$)

Viscosidad del aceite

Se utilizarán las ecuaciones de Beggs y Robinson para calcular las viscosidades debajo de la presión de burbujeo:

$$\mu_o = A \mu_{OD}^B \quad \dots (4.107)$$

donde:

$$A = 10.715(R_s + 100)^{-0.515}$$

$$B = 5.44(R_s + 150)^{-0.338}$$

$$\mu_{OD} = 10^X - 1$$

$$X = yT^{-1.163}$$

$$y = 10^Z$$

$$Z = 3.0324 - 0.02023API$$

Se usará la correlación de Vázquez para calcular la viscosidad del aceite arriba de la presión de burbujeo:

$$\mu_o = \mu_{ob} \left(\frac{P}{p_b} \right)^m \quad \dots (4.108)$$

donde:

$$m = 2.6P^{1.187} 10^{(-0.39 \cdot 10^{-3} P - 5.0)}$$

Viscosidad del agua

La curva de Van Wingen se usa para calcular la viscosidad del agua en un campo de aceite a una presión y temperatura dadas.

$$\mu_w = e^{(1.003 - 1.479 \cdot 10^{-2} T + 1.982 \cdot 10^{-5} T^2)} \quad \dots (4.109)$$

IV.6 Mecanismos de control superficial y de las válvulas de inyección

Válvula de inyección

La válvula de inyección es uno de los mecanismos más importantes de control en el proceso de Bombeo Neumático Intermitente. Las válvulas de inyección comúnmente usadas son las operadas por presión y operadas con piloto.

La ecuación de balance de fuerzas que representa el comportamiento de las válvulas de inyección es:

$$P_d A_b = P_{c1} (A_b - A_p) + P_{B1} A_p \quad \dots \quad (4.110)$$

donde:

P_d : Presión en el domo de la válvula, (psia)

P_{c2} : Presión en el espacio anular a la profundidad de la válvula, (psia)

P_{B1} : Presión en la tubería a la profundidad de la válvula, (psia)

A_b : Área transversal del fuelle de la válvula, (pg^2)

A_p : Área del orificio de la válvula, (pg^2)

La ecuación anterior nos da el balance de fuerzas actuando en la válvula, y la válvula abrirá o cerrará cuando las fuerzas sean diferentes, esta ecuación es importante por que proporciona el estado de la válvula para un determinado juego de presiones. La válvula abrirá si las fuerzas de apertura son mayores y en caso contrario cerrará; otra manera de representar la ecuación es:

$$P_d = (1 - R)P_{c2} + RP_{B1} \quad \dots \quad (4.111)$$

donde:

$$R = \frac{A_p}{A_b}$$

La ecuación anterior nos sirve para determinar la presión en el domo de la válvula para el diseño del sistema. De esta manera se calcula la presión en el espacio anular a la profundidad de la válvula en el programa.

Las válvulas de inyección se clasifican en balanceadas y desbalanceadas de acuerdo a sus presiones de cierre y de apertura, cuando estas son iguales se dice que es una válvula balanceada.

Control superficial de inyección

Los controles superficiales de inyección de gas son variados y de diferentes características, sin embargo su servicio es el mismo; proporcionar el gas necesario al espacio anular para hacer abrir la válvula de inyección y operar el sistema. Para este trabajo se consideran las dos formas más comunes de inyección: por medio de una válvula de aguja o estrangulador superficial y por medio de un interruptor de inyección programado en tiempo.

Para el caso de un estrangulador superficial (ver Fig. 6), al inicio del ciclo el gas pasa a través de éste a un ritmo constante, mientras el espacio anular se presiona y el balance de fuerzas en la válvula subsuperficial mantiene la válvula cerrada, una vez que la presión es suficiente para abrir la válvula, el gas pasa a través de ésta hacia la tubería mientras que en la superficie la inyección de gas continua para iniciar un nuevo ciclo.

Interruptor de inyección

El control de inyección de tiempo consiste de un reloj que controla la apertura y el cierre de un diafragma que a su vez hace actuar una válvula automática en la línea de inyección (ver Fig. 7). El piloto de esta válvula puede ser ajustado para regular el tiempo de inyección así como el tiempo de espera entre inyección e inyección.

La válvula de inyección está cerrada cuando el ciclo inicia, el gas es inyectado en un período corto de tiempo, por lo que incrementa rápidamente la presión en el espacio anular lo que hace que la válvula abra. La presión en el espacio anular se debe mantener con el fin de lograr hacer llegar el bache hasta la superficie, conservando la válvula de inyección abierta, hasta que se produzca la totalidad del bache. La ventaja del interruptor de tiempo es que es fácil de operar y nos da un mejor control de la inyección, y la desventaja es que demanda una cantidad alta de gas en un período corto de tiempo.

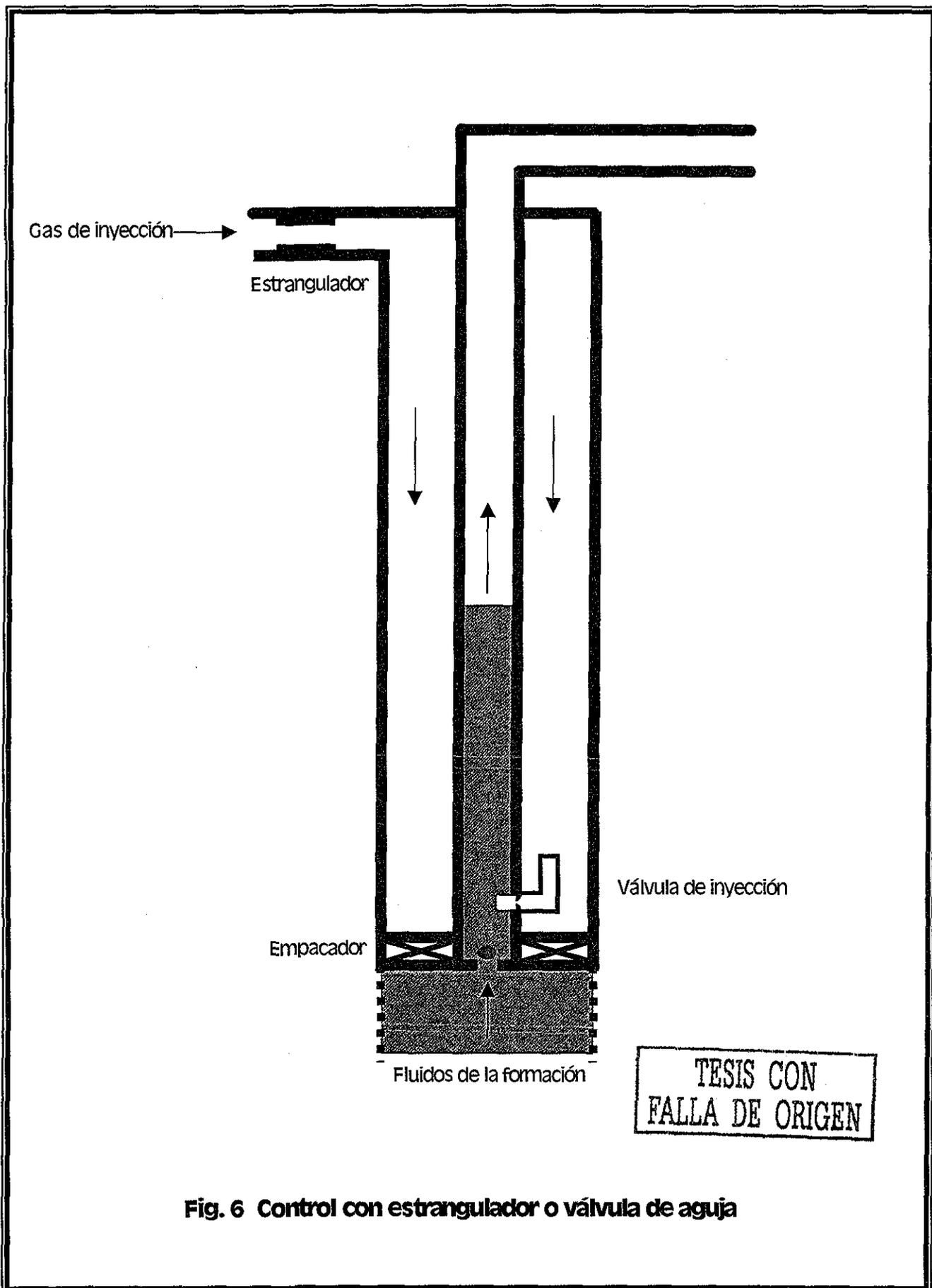
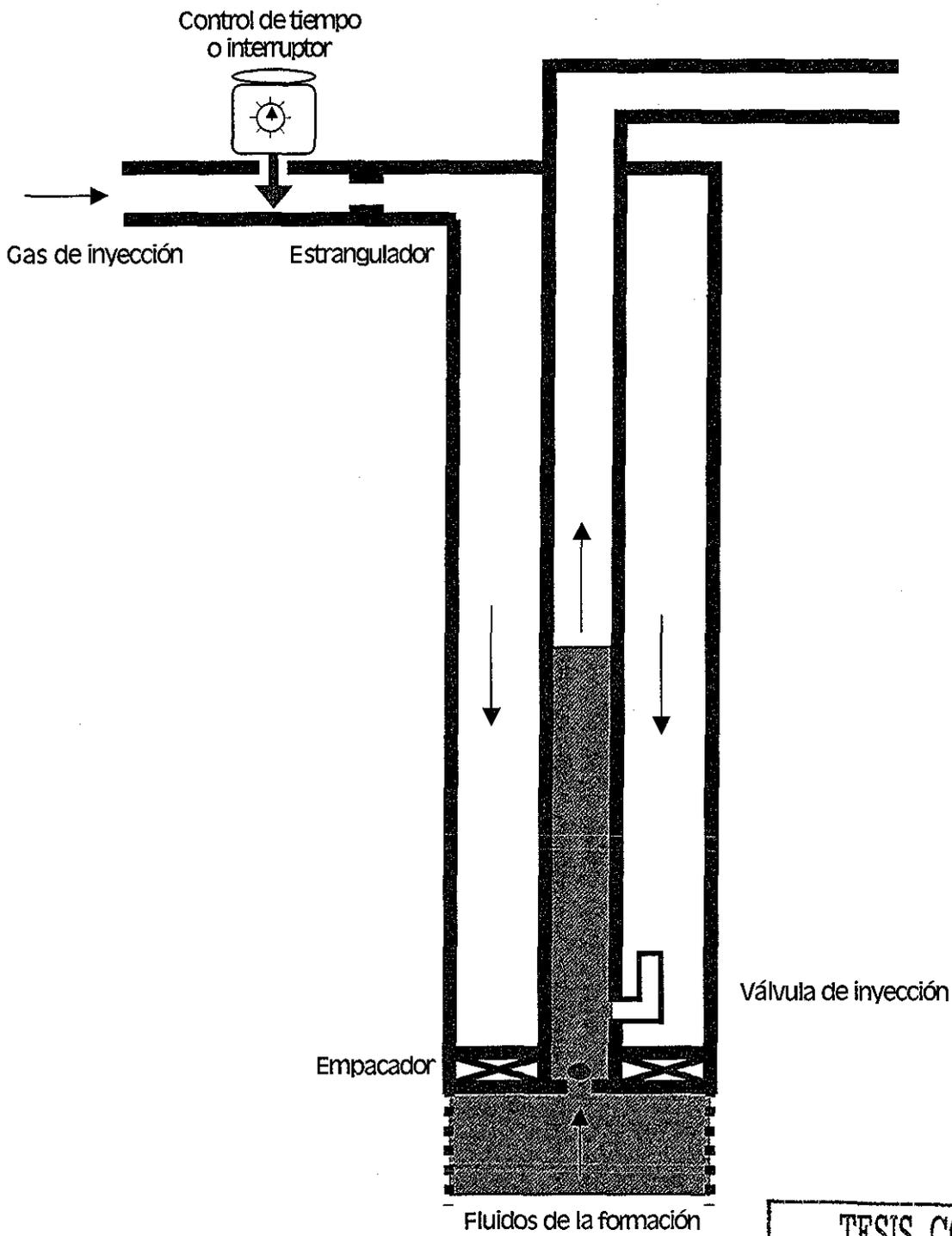


Fig. 6 Control con estrangulador o válvula de aguja



TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

Fig. 7 Control con interruptor o control de tiempo

V SOLUCION DE LAS ECUACIONES DEL MODELO DESARROLLADO

El modelo mecánico derivado en el capítulo anterior, solo puede ser resuelto de forma numérica, por medio de un método de integración estándar. Sin embargo, ya que el sistema de bombeo neumático intermitente es extremadamente variable y ocurre transición constantemente, se desea un esquema simple de solución que enfatice la investigación del comportamiento del sistema, más que el método de solución, por lo que se seleccionó el método de Euler. La fórmula del método de Euler es:

$$\vec{y}_{n+1} = \vec{y}_n + \vec{f}'(t_n, y_n) \quad \dots \quad (5.1)$$

donde:

$\vec{y}_{n+1} \approx \vec{Y}(t_{n+1})$: Vector de las variables dependientes al nuevo tiempo t_{n+1}

$\vec{y}_n \approx \vec{Y}(t_n)$: Vector de las variables dependientes al tiempo real t_n

$\vec{f}'(t_n, y_n) \approx \frac{d\vec{Y}}{dt}(t_n, y_n)$: Vector de las derivadas de las variables dependientes evaluadas al tiempo real t_n

t_n : Tiempo real o actual

h : Incremental del tiempo o lapso

Se puede evaluar el sistema de ecuaciones diferenciales ordinarias en cada etapa para un sistema lineal de ecuaciones simultáneas con sus derivadas desconocidas, la matriz de coeficientes y el vector del lado derecho usando los valores de las variables dependientes al tiempo real. Las derivadas de las variables dependientes se resuelven usando un procedimiento de eliminación estándar. La ecuación anterior se usa para inicializar las variables dependientes en el siguiente lapso de tiempo.

En este estudio, se usó una rutina para resolver el sistema lineal de ecuaciones simultáneas basado en el método consiste en hacer una eliminación Gaussiana con un pivote parcial para calcular la factorización LU de la matriz de coeficientes y entonces estimar sus condiciones. El segundo paso es resolver el sistema lineal usando la factorización LU de la matriz de coeficientes, usando este procedimiento se puede

obtener la condición de la matriz de coeficientes y usarse para estudiar que tan bien comportado está el sistema.

En las siguientes secciones se describirán los procedimientos de solución para cada etapa y se discutirán los problemas encontrados.

V.1 Levantamiento del bache de líquido en la tubería (Etapa I)

El sistema en esta etapa se compone de 14 ecuaciones que ya han sido derivadas en el capítulo anterior. A continuación se listan las ecuaciones para ayudar a su discusión y se ordenan de acuerdo a como aparecen en la matriz solución. Las variables dependientes son las derivadas de primer orden con respecto al tiempo de: m_{TC} , ρ_{c2} , P_{c2} , P_{B1} , ρ_B , v_B , z_B , y , v_i , v_f , P_{B2} , ρ_{c1} y P_{c1} .

$$\frac{V_{TC}}{2} \frac{d\rho_{c1}}{dt} + \frac{V_{TC}}{2} \frac{d\rho_{c2}}{dt} + \frac{dm_{TC}}{dt} = 0 \quad \dots (4.5)$$

$$\frac{dP_{c2}}{dt} - \frac{Z_{c2}RT_{c2}}{M} \frac{d\rho_{c2}}{dt} = 0 \quad \dots (4.14)$$

$$\frac{dm_{TC}}{dt} = -m_{estrang} + m_{válv} \quad \dots (4.7)$$

$$v_B = \frac{dz_B}{dt} \quad \dots (4.41)$$

$$A_B \rho_B \frac{dz_B}{dt} + A_B z_B \frac{d\rho_B}{dt} - 2\pi(r-y)\rho_B z_B \frac{dy}{dt} = m_{válv} \quad \dots (4.21)$$

$$\left(\frac{dP_{B1}}{dt} \right) = \frac{ZRT}{M} \frac{d\rho_B}{dt} \quad \dots (4.30)$$

$$2\pi(r-y)z_B \frac{dy}{dt} = -(A_i - A_B)v_f + q \quad \dots (4.35)$$

$$A_i \frac{dz_i}{dt} - A_B \frac{dz_B}{dt} = (A_i - A_B)v_f \quad \dots (4.39)$$

$$(z_I - z_B) \frac{dv_I}{dt} = -v_I^2 + \left(1 - \frac{A_B}{A_I}\right) v_f^2 + \frac{A_B}{A_I} v_B^2 + 144 g_c (P_{B2} - P_I) - \frac{f_I \rho_I v_I^2 (z_I - z_B)}{2d} - g(z_I - z_B) \quad \dots (4.57)$$

$$v_I = \frac{dz_I}{dt} \quad \dots (4.40)$$

$$\frac{dv_B}{dt} = a \frac{dv_I}{dt} \quad \dots (4.49)$$

$$\frac{dP_{B2}}{dt} - \frac{dP_{B1}}{dt} + \left(\frac{f_B v_B^2 z_B}{288 g_c d} + \frac{z_B g}{144 g_c} \right) \frac{d\rho_B}{dt} + \frac{f_B \rho_B v_B^2 z_B}{144 g_c d} \frac{dv_B}{dt} + \left(\frac{f_B \rho_B v_B^2}{288 g_c d} + \frac{\rho_B g}{144 g_c} \right) \frac{dz_B}{dt} = 0 \quad \dots (4.27)$$

$$\frac{dP_{C1}}{dt} - \frac{Z_{C1} R T_{C1}}{M} \frac{d\rho_{C1}}{dt} = 0 \quad \dots (4.13)$$

$$\frac{dP_{C2}}{dt} - e^{\left(\frac{0.01875 z_{C2}}{\bar{z}} \right)} \frac{dP_{C1}}{dt} = 0 \quad \dots (4.12)$$

En notación matricial, el sistema de ecuaciones se reescribe como:

$$A \frac{d\vec{Y}}{dt} = \vec{B} \quad \dots (5.2)$$

La matriz de coeficientes es:

$$A = \begin{pmatrix} a_{11} & a_{12} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & a_{113} & 0 \\ 0 & a_{22} & a_{23} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ a_{31} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & a_{47} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & a_{55} & 0 & a_{57} & a_{58} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & a_{64} & a_{65} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & a_{78} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & a_{86} & 0 & a_{88} & a_{89} & a_{8,10} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & a_{99} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & a_{10,11} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & a_{116} & 0 & 0 & a_{119} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & a_{124} & a_{125} & a_{126} & a_{127} & 0 & 0 & 0 & 0 & a_{12,12} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & a_{13,13} & a_{13,14} \\ 0 & 0 & a_{143} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & a_{14,14} \end{pmatrix}$$

donde:

$$a_{11} = 1$$

$$a_{12} = V_{TC}/2$$

$$a_{113} = V_{TC}/2$$

$$a_{22} = \frac{Z_d R I_d}{M}$$

$$a_{23} = 1$$

$$a_{31} = 1$$

$$a_{47} = 1$$

$$a_{55} = A_B Z_B$$

$$a_{57} = A_B \rho_B$$

$$a_{58} = -2\pi(r-y)\rho_B Z_B$$

$$a_{64} = 1$$

$$a_{65} = -\frac{Z_d R I_d}{M}$$

$$a_{7,8} = 2\pi(r-y)z_B$$

$$a_{8,6} = -A_B$$

$$a_{8,8} = 2\pi(r-y)(v_B - v_f)$$

$$a_{8,9} = A_t$$

$$a_{8,10} = A_B - A_T$$

$$a_{9,9} = z_T z_B$$

$$a_{10,11} = 1$$

$$a_{11,6} = 1$$

$$a_{11,9} = -a$$

$$a_{12,4} = 1$$

$$a_{12,5} = \frac{f_B v_B^2 z_B}{288 g_c d} + \frac{z_B}{144 g_c}$$

$$a_{12,6} = \frac{f_B \rho_B v_B^2 z_B}{288 g_c d}$$

$$a_{12,7} = \frac{f_B \rho_B v_B^2}{288 g_c d} + \frac{\rho_B}{144}$$

$$a_{12,12} = 1$$

$$a_{13,13} =$$

$$a_{13,14} = 1$$

$$a_{14,3} = 1$$

$$a_{14,14} = -e^{\left(\frac{0.01875 D_s \gamma_x}{\bar{z}}\right)}$$

El vector del lado derecho es:

$$\vec{B} = (0 \quad 0 \quad b_3 \quad b_4 \quad b_5 \quad 0 \quad b_7 \quad 0 \quad b_9 \quad b_{10} \quad 0 \quad 0 \quad 0 \quad 0)^T$$

donde:

$$b_3 = m_{vál} - m_{estrang}$$

$$b_4 = v_B$$

$$b_5 = m_{vál}$$

$$b_7 = q - (A_f A_B) v_f$$

$$b_9 = -v_f^2 + \left(1 - \frac{A_B}{A_f}\right) v_f^2 + \frac{A_B}{A_f} v_B^2 + 144 g_c (P_{B2} - P_f) - \frac{f_f \rho_f v_f^2 (z_f - z_B)}{2d} - g(z_f - z_B)$$

$$b_{10} = v_f$$

Los elementos diferentes de cero en la matriz de coeficientes A y el vector del lado derecho \vec{B} son evaluados una vez que las variables dependientes son conocidas a un tiempo dado. La ecuación (5.2) se resuelve para obtener las $\frac{d\vec{Y}}{dt}$ derivadas de las variables dependientes. Entonces, la ecuación (5.1) se usa para inicializar las variables dependientes en el nuevo lapso.

Iniciación del Sistema

El sistema es un problema de valores iniciales, los valores iniciales de las variables dependientes son de vital importancia para obtener una solución significativa, ya que deben ser determinados basados en las condiciones iniciales reales del sistema físico. Para la mayoría de los casos, el valor inicial de una variable es claro para el sistema, pero para algunos otros no lo son tanto en el inicio, por lo que un procedimiento de ensaye y error se debe usar para obtener el valor inicial apropiado.

Presión del gas corriente abajo del control superficial de inyección (P_{c1})

El valor inicial de la presión del gas corriente abajo del control superficial de inyección se considera como la presión superficial de operación, ya que ésta es conocida y permanece prácticamente constante a través de todo el ciclo del bombeo neumático intermitente.

Densidad del gas corriente abajo del control superficial de inyección (ρ_{c1})

Se usa la ecuación de estado para calcular el valor inicial de la densidad del gas corriente abajo del control superficial de inyección.

Presión y densidad del gas en la válvula de inyección (P_{c2} y ρ_{c2})

La presión del gas frente a la válvula de inyección en el espacio anular se obtiene usando la ecuación de distribución de presión estática, a partir de la presión corriente abajo del control superficial de inyección. La densidad del gas a la misma profundidad se calcula usando la ecuación de estado.

Masa de gas en el espacio anular (m_{TC})

Se usa la ecuación de estado para estimar la masa inicial en el espacio anular a partir de una presión y una temperatura promedio del gas, así como el volumen del espacio anular. Se usa una media aritmética de la presión del gas corriente abajo del control superficial de inyección y la presión a la profundidad de la válvula.

Longitud de la burbuja de gas (z_B)

Al iniciar un ciclo en el bombeo neumático intermitente no existe burbuja de gas; sin embargo, un valor inicial de cero para la burbuja provocaría que el sistema no trabajara, de hecho, un valor demasiado pequeño podría no trabajar tampoco. La razón es que una

cantidad infinitesimal de gas de inyección en la tubería, puede causar que la densidad del gas y la presión de una pequeña burbuja, tienda a infinito cuando se inicie a dar valores al gas dentro de la burbuja. Después de muchos intentos, se encontró que una buena selección de la longitud inicial es del 5% del bache de líquido inicial a ser levantado. Se puede hacer otras selecciones, para el valor inicial de la longitud de la burbuja, pero no debe ser tan pequeña ya que no trabajará, ni tampoco demasiado grande, ya que esto no sería físicamente verdadero.

Espesor de la película de líquido (y)

De corridas iniciales se observa que el valor inicial del espesor de la película se puede seleccionar de un amplio rango de entre 1/100 a 1/4 del diámetro de la tubería. En la versión final del modelo, el valor inicial de la película se consideró de 1/8 del diámetro de la tubería.

Altura del bache de líquido (z_l)

Una vez que la longitud de la burbuja de gas y la película de líquido son iniciadas. La longitud del líquido a ser levantado es calculada a partir de la presión por carga en la tubería, la presión en la cabeza del pozo y la densidad específica del líquido.

Presión del gas en la burbuja a la profundidad de la válvula (P_{B1})

El valor inicial de la presión en la burbuja a la profundidad de la válvula es calculada a partir de la presión en la cabeza, la columna de gas arriba del bache de líquido y de la carga estática del bache de líquido.

Presión en la parte superior de la burbuja de gas (P_{B2})

Debido a que la burbuja inicial de gas es muy corta, es razonable suponer que la presión, a un tiempo inicial, es la misma en cualquier punto de la burbuja. Así mismo, el valor inicial de la presión en la parte superior de la burbuja se considerará igual a la presión del gas en la burbuja a la profundidad de la válvula.

Densidad del gas en la burbuja (ρ_B)

Se usa la ecuación de estado para calcular el valor inicial de la densidad promedio del gas en la burbuja a partir de la presión del gas en la burbuja.

Velocidad del bache de líquido (v_l)

De la misma manera que para la longitud de la burbuja de gas, una velocidad de bache de líquido inicial es necesaria para iniciar el modelo, de pruebas efectuadas se encontró que un valor razonablemente pequeño se puede usar. Para el caso del modelo se empleó un valor de 0.05 pie/seg.

Velocidad de la burbuja de gas (v_B)

La ecuación de cierre (4.48) del capítulo II se usa para iniciar la velocidad de la burbuja de gas en el modelo.

Velocidad de la película de líquido (v_f)

La ecuación de balance de masa (4.38) para el bache de líquido se usa para obtener el valor inicial de la velocidad de la película de líquido a partir de la velocidad del bache de líquido y de la velocidad de la burbuja de gas

Sistema bien comportado y selección de los intervalos de tiempo (lapsos)

El sistema de bombeo neumático intermitente es altamente dinámico, cuando se espera sea estable ocurren cambios repentinos; además, el procedimiento de integración simplista de Euler, se ve afectado por la estabilidad del problema, por lo anterior, es muy importante tener seleccionados correctamente los lapsos para obtener una solución estable.

Uno de los cambios más rápidos ocurre al principio del ciclo de bombeo neumático intermitente, cuando la válvula abre y permite el paso gas en la tubería; el gas inyectado proporciona la energía necesaria para que el sistema se mueva, y la aceleración del sistema es la mayor en este tiempo, los datos mostraron que el número de la matriz de coeficientes a esta condición es muy alto en el inicio del ciclo de bombeo neumático. Estas anomalías hacen que el sistema sea mal comportado en este punto. Así mismo, un intervalo muy pequeño de tiempo ($\Delta t = 0.005$ seg) se usa para los primeros 10 segundos del proceso; subsecuentemente el lapso es incrementado a $5\Delta t$ para 10 a 20 segundos y posteriormente un lapso de $50\Delta t$ se usa durante el resto de la etapa I.

Comprobación del balance de masa para asegurar una solución adecuada

El principio de conservación de masa provee una simple y significativa manera de comprobación para el modelo y el esquema de solución; si la ecuación de balance de masa está correctamente aplicada y la ecuación del modelo es propiamente evaluada, la masa en el sistema calculada por la solución de las variables dependientes debe coincidir con la masa iniciada en el sistema mas la masa inyectada desde la superficie y el llenado del yacimiento. En el modelo, las fases líquida y gaseosa son comprobadas en forma separada. De lo anterior se encontró que el balance de masa pudiera fallar si el intervalo de tiempo no se selecciona correctamente, si el lapso es demasiado grande, la masa del gas o del líquido, o ambas pudieran ser creadas o destruidas en el cálculo del proceso; intervalos de tiempo muy pequeños, generalmente pueden asegurar un balance de masa correcto, pero requieren demasiado tiempo de cálculo. El lapso seleccionado en la última sección puede asegurar el balance de masa y requiere un tiempo razonable de cómputo.

Tratamiento de anomalías

En esta etapa, puede ocurrir anomalía si el volumen de gas de inyección por ciclo es demasiado pequeño para levantar el bache de líquido hasta la superficie, el gas rompe el bache de líquido y lo cruza antes de que este alcance la superficie. Si esto pasa, no existirá la segunda etapa en la cual el bache de líquido es producido en la superficie, ya que el gas va rompiendo el bache y por ende acortándolo cada vez más y el gas se expandirá cada vez más rápido. La fuerza de resistencia del sistema disminuirá mientras la fuerza de impulso permanecerá prácticamente constante, así mismo, el sistema se acelerará rápidamente de nuevo, se debe usar nuevamente un intervalo pequeño de tiempo para obtener una solución estable.

Después de muchas corridas, se encontró que los siguientes lapsos aseguraban una solución estable con lo cual se tiene un tiempo razonable de cómputo.

$$\Delta t = \begin{cases} \delta t & \text{para } t \leq 5 \\ 5\delta t & \text{para } 5 < t \leq 10 \\ 50\delta t & \text{para } z_B < 0.75z_l \\ 25\delta t & \text{para } 0.75z_l < z_B \leq 0.9z_l \\ 5\delta t & \text{para } 0.9z_l < z_B \leq 0.95z_l \\ 2\delta t & \text{para } 0.95z_l < z_B \leq 0.975z_l \\ \delta t & \text{para } 0.975z_l < z_B \leq 0.985z_l \\ \frac{1}{2}\delta t & \text{para } 0.985z_l < z_B \leq 0.998z_l \end{cases} \dots (5.3)$$

donde

Δt : Intervalo de tiempo (lapso) local, (seg)

$\delta t = 0.005$ seg

z_B : Posición de la parte superior de la burbuja de gas, (pie)

z_l : Posición de la parte superior del bache de líquido, (pie)

Como se indica en los intervalos marcados en (5.3), se necesita intervalos cortos de tiempo al inicio del ciclo de bombeo neumático intermitente y cuando la burbuja de gas está cerca de romper el bache de líquido; se puede usar lapsos relativamente grandes entre ellos. Los intervalos de tiempo serán cada vez menores conforme la burbuja de gas se acerca a romper el bache de líquido.

Es importante continuar los cálculos hasta que la burbuja de gas está cerca de romper el bache de líquido para obtener una solución estable para las variables dependientes, estos valores serán los valores iniciales de las variables del sistema en la siguiente etapa.

V.2 Producción del bache de líquido en la superficie (Etapa II)

El procedimiento de solución para esta etapa es idéntico al que fue empleado para la primera etapa del sistema; la matriz de coeficientes así como el vector del lado derecho son también los mismos, la diferencia se presenta en la ecuación de balance de cantidad de movimiento en el bache de líquido, específicamente, el noveno elemento del vector del lado derecho que se evalúa como:

$$b_9 = \left(1 - \frac{A_B}{A_t}\right) v_f^2 + \frac{A_B}{A_t} v_B^2 + 144 g_c A_t (P_{B2} - P_{wh}) - \frac{f_l \rho_l v_l^2 (z_p - z_B)}{2d} - g(z_p - z_B) - 1.3 v_l^2 \quad \dots \quad (5.4)$$

En la solución del vector, z_i se hace igual a z_p después de resolver el sistema de ecuaciones para cada intervalo de tiempo.

Tratamiento de anomalías

La segunda etapa existirá solo si el bache de líquido alcanza la boca del pozo, una vez que esto sucede, el líquido es producido en la superficie y el bache de líquido en la tubería vertical se va acortando hasta que pasa completamente a la línea de descarga. La fuerza de resistencia al sistema decrece muy rápido, así como el bache remanente de líquido se acelera drásticamente y el gas tiende a romper a través de bache. Desde un punto de vista de cálculo, el sistema será nuevamente inflexible, el lapso debe ser ajustado para asegurar una solución estable, los lapsos dados por (5.3) serán usados en el programa para la solución.

El líquido que se mueve hacia fuera de la boca del pozo es el producido por el bache y es calculado como el acumulativo del producto de la velocidad del bache de líquido por el intervalo de tiempo. La segunda etapa finaliza cuando la parte superior de la burbuja se mueve hasta cerca de la cabeza del pozo, por lo que el sistema se transfiere a la tercera etapa, la producción de líquido por arrastre de gas, que presenta una mayor transición en el esquema de solución.

V.3 Producción de líquido por arrastre (Etapa III)

La solución de la tercera etapa consiste de tres pasos para cada uno de los subsistemas;

- Espacio anular
- Fase gaseosa en la tubería y
- Fase líquida en la tubería.

Espacio anular

Las ecuaciones para el espacio anular son las mismas que las de la primera y segunda etapa, de hecho, estas ecuaciones permanecen para todas las etapas. El mismo esquema de solución usado en las etapas previas, se emplea para resolver el nuevo sistema con cinco variables: m_{TC} , P_{C1} , ρ_{C1} , P_{C2} y ρ_{C2} .

$$\frac{V_{TC}}{2} \frac{d\rho_{C1}}{dt} + \frac{V_{TC}}{2} \frac{d\rho_{C2}}{dt} + \frac{dm_{TC}}{dt} = 0 \quad \dots (4.5)$$

$$\frac{dP_{C2}}{dt} - \frac{Z_{C2}RT_{C2}}{M} \frac{d\rho_{C2}}{dt} = 0 \quad \dots (4.14)$$

$$\frac{dm_{TC}}{dt} = -m_{\text{estrang}} + m_{\text{válv}} \quad \dots (4.7)$$

$$\frac{dP_{C1}}{dt} - \frac{Z_{C1}RT_{C1}}{M} \frac{d\rho_{C1}}{dt} = 0 \quad \dots (4.13)$$

$$\frac{dP_{C2}}{dt} - e^{\left(\frac{0.01875z_v \gamma_g}{\bar{T} \bar{Z}}\right)} \frac{dP_{C1}}{dt} = 0 \quad \dots (4.12)$$

El sistema de ecuaciones en notación matricial es el mismo que el de (5.2) pero con diferente matriz de coeficientes y vector del lado derecho. La matriz de coeficientes es:

$$A = \begin{pmatrix} a_{11} & a_{12} & 0 & a_{14} & 0 & 0 \\ 0 & a_{22} & a_{23} & 0 & 0 & 0 \\ a_{3,1} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & a_{44} & a_{45} \\ 0 & 0 & 0 & a_{53} & 0 & a_{55} \end{pmatrix}$$

donde:

$$a_{1,1}=1$$

$$a_{1,2}=V_{TD}/2$$

$$a_{1,4}=V_{TD}/2$$

$$a_{2,2} = -\frac{Z_d RT_d}{M}$$

$$a_{2,3}=1$$

$$a_{3,1}=1$$

$$a_{4,4} = -\frac{Z_B RT_B}{M}$$

$$a_{4,5}=1$$

$$a_{5,5} = -e^{\left(\frac{0.01875D_j k}{i z}\right)}$$

El vector del lado derecho es:

$$\vec{B} = (0 \quad 0 \quad b_3 \quad 0 \quad 0)^T$$

donde:

$$b_3 = m_{vál} - m_{estrang}$$

El procedimiento de solución es el mismo que el empleado para resolver la matriz de la primera etapa del sistema

Fase gaseosa en la tubería

El sistema de ecuaciones para la presión del gas, la densidad y la velocidad, tanto en la cabeza del pozo como a la profundidad de la válvula de inyección son las siguientes:

$$P_{gs} = P_{wh} \quad \dots \quad (4.77)$$

$$\rho_{gs} = \frac{M}{Z_s RT_s} P_{wh} \quad \dots \quad (4.79)$$

$$\rho_{gd} = \frac{M}{Z_d RT_d} P_{gd} \quad (4.80)$$

$$v_{gd} = \frac{m_{vdv}}{\rho_{gd} A_t} \quad (4.82)$$

$$\frac{dP_{gd}}{dt} = \frac{2Z_d RT_d m_{vdv}}{A_t M z_p} - \frac{2Z_d T_d P_{wh}}{Z_s T_s z_p} v_{gs} \quad (4.83)$$

$$v_{gs} = 2 \sqrt{\frac{576 R g_c d}{f_g z_p M} \frac{P_{gd} - P_{wh}}{\frac{P_{gd}}{T_d Z_d} + \frac{P_{wh}}{T_s Z_s}}} - v_{gd} \quad (4.84)$$

La conexión entre este subsistema con el subsistema del espacio anular es el gas pasando a través de la válvula de inyección y se calcula resolviendo el sistema de ecuaciones para el espacio anular. La ecuación (4.83) es una ecuación diferencial ordinaria, se resuelve usando primero los valores de la presión del gas a la profundidad de la válvula cuando el gas pasa a través de la válvula de inyección en el último lapso de la segunda etapa, producción del bache de líquido, y posteriormente se resuelven las otras ecuaciones.

Los resultados de estas seis ecuaciones son; la presión, la densidad y las velocidades en la boca del pozo y en el fondo, que serán usados para construir los perfiles lineales para presión densidad y velocidad. El gasto de flujo de gas en la tubería es una derivada variable, que es el producto de la densidad del gas, velocidad y el área transversal de la tubería (suponiendo una muy delgada película de líquido). En algunas secciones de la tubería, los valores de la presión del gas, la densidad, velocidad y gasto másico pueden ser obtenidos por interpolación.

Fase líquida en la tubería

La mayor dificultad en la tercera etapa es la solución de las ecuaciones (4.64) y (4.69) para la fase líquida; estas dos ecuaciones involucran seis variables y , W_E , W_g , P , ρ_g , y v_c (W_E es una derivada variable), y sus derivadas parciales. Como se discutió en el capítulo 2, se convino usar un procedimiento simple para resolver estas ecuaciones.

Las ecuaciones (4.64) y (4.69) son reordenadas como sigue:

$$2\pi\rho_l v_c (r-y) \frac{\partial y}{\partial t} + \frac{\partial W_E}{\partial t} = \frac{W_E}{v_c} \frac{\partial v_c}{\partial t} - v_c \frac{\partial W_E}{\partial z} \quad (5.5)$$

$$\left\{ \frac{1.51W_E}{y} - X_l \left[144 \left(-\frac{\partial P}{\partial z} \right) - \frac{g}{g_c} \right] \right\} \frac{\partial y}{\partial t} - \frac{\partial W_E}{\partial t} = -\frac{W_E}{W_g} \frac{\partial W_g}{\partial t} + 144 X_l (r-y) \frac{\partial}{\partial t} \left(-\frac{\partial P}{\partial z} \right) - \left[\frac{W_E}{W_g} + 144 X_l (r-y) - \frac{2X_{l,l}}{g} \right] \frac{\partial}{\partial t} \quad (5.6)$$

El lado izquierdo de la ecuación involucra solo las derivadas de tiempo de y y de W_E , el lado derecho involucra sus derivadas espaciales; la presión del gas, densidad, velocidad y sus derivadas.

La tubería se divide en un número de segmentos; sobre cada segmento se resuelven las dos ecuaciones anteriores para obtener las derivadas de la película de líquido y el líquido arrastrado en el núcleo de gas. Se hacen varias simplificaciones para resolver estas dos ecuaciones; primero, se usa el valor de P_g , v_c , ρ_g , y W_g al tiempo real obtenidas como se discutió en la sección anterior, segundo, el valor del espesor de la película de líquido y el arrastre en el lapso previo se usan para evaluar los coeficientes y los términos del lado derecho en las ecuaciones (5.6) y (5.5). Estos tratamientos no son rigurosos, pero proveen un camino más fácil en la solución de ecuaciones complicadas.

Iniciación de la película de líquido y arrastre

Para la iniciación del líquido arrastrado y la película de líquido, se debe usar un procedimiento de ensaye y error ya que no hay mecanismos físicos que describan la

distribución del líquido entre la película y el arrastre. Se desarrolló un procedimiento de doble iteración bajo el esquema de bisección específicamente para este propósito.

Como se mencionó con anterioridad la correlación de Hugmark fue desarrollada para flujo de dos fases en condiciones estacionarias, con el fin de usar la correlación en el proceso dinámico y transitorio de bombeo neumático intermitente, se introdujo un factor de corrección, el cual asegura un balance de masa correcto y una conveniente partición entre la película de líquido y el arrastre

La sarta completa de tubería es tratada como un simple segmento en la iniciación de la tercera etapa, se supone un factor de modificación en la primera iteración del loop exterior, el cual es mantenido constante en el loop interno para iterar en el espesor de película; la película de líquido es buscada entre un valor pequeño y el espesor de la película al final de la segunda etapa. En el loop interior, se supone primero un espesor muy delgado; el espesor de película supuesto junto con el factor de modificación del loop exterior son usados para la modificación de la correlación de Hugmark que calcula el arrastre de líquido. La suma del líquido en la película supuesta y el arrastre calculado se comprueba con el líquido total al final de la segunda etapa; el intervalo inicial es dividido en dos subintervalos, se busca el subintervalo que contiene la solución real y el procedimiento se repite hasta que el número predeterminado de bisecciones termina.

Al final del loop interno, la proporción de la distribución entre el arrastre y la película es comprobada con la partición predefinida, el porcentaje de partición de líquido se obtiene de corridas de prueba, encontrándose que el mejor valor para el arrastre inicial es de 20% del líquido en la película al final de la segunda etapa.

Una vez que se obtiene la distribución de líquido de los loops de doble bisección, la película de líquido será considerada como el espesor de película calculado. La densidad promedio del líquido arrastrado se calcula dividiendo la masa total de líquido arrastrado entre el volumen de la tubería. El líquido arrastrado en cada segmento de la tubería se obtiene como el producto de la densidad promedio de arrastre por la velocidad del núcleo de gas y el área de la sección transversal del núcleo.

Procedimiento de solución para la película y arrastre de líquido

Las ecuaciones para película y arrastre de líquido involucran la presión del gas, densidad, velocidad, gasto de flujo y sus derivadas de tiempo, las cuales deben ser conocidas a dos intervalos de tiempo para iniciar los cálculos.

Las ecuaciones para el espacio anular y la fase gaseosa en la tubería son resueltas para dos pequeños intervalos de tiempo; entonces, las ecuaciones para la película y arrastre de líquido se resuelven al nuevo tiempo (El lapso para este juego de ecuaciones es la suma de los dos pequeños intervalos de tiempo tomados para la obtención de las derivadas). Este procedimiento es necesario solo para el primer lapso en esta etapa; una vez que los cálculos inician, se manejan las derivadas para obtener los valores al intervalo de tiempo actual y al lapso previo.

Los valores de la película y arrastre de líquido en el lapso previo se usan para calcular el coeficiente y la derivada siguiente.

$$\frac{\partial W_E}{\partial z} \approx \frac{W_E(t_n, z_i) - W_E(t_n, z_{i-1})}{\Delta z} \quad \dots (5.7)$$

donde:

$W_E(t_n, z_i)$: Arrastre en el nodo espacial z_i y tiempo t_n , (lbm/seg)

$W_E(t_n, z_{i-1})$: Arrastre en el nodo espacial z_{i-1} y tiempo t_n , (lbm/seg)

Δz : Longitud del segmento de tubería, (pie)

$n = 1, 2, 3, \dots$

$i = 1, 2, 3, \dots$

Los valores de la presión del gas, densidades, velocidades en el lapso previo t_n y al lapso actual t_{n+1} son usados para evaluar las siguientes derivadas:

$$\frac{\partial}{\partial t} \left(\frac{\partial P}{\partial z} \right) \approx \frac{P(t_{n+1}, z_i) - P(t_n, z_i) - P(t_{n+1}, z_{i-1}) + P(t_n, z_{i-1})}{\Delta t \Delta z} \quad \dots (5.8)$$

donde:

$P(t_{n+1}, z_i)$: Presión del gas al tiempo t_{n+1} y el nodo espacial z_i , (psi)

$P(t_n, z_i)$: Presión del gas al tiempo t_n y el nodo espacial z_i , (psi)

$P(t_{n+1}, z_{i-1})$: Presión del gas al tiempo t_{n+1} y el nodo espacial z_{i-1} , (psi)

$P(t_n, z_{i-1})$: Presión del gas al tiempo t_n y el nodo espacial z_{i-1} , (psi)

$$\left(\frac{\partial \rho_g}{\partial t} \right) \approx \frac{\rho_g(t_{n+1}, z_i) - \rho_g(t_n, z_i)}{\Delta t} \quad \dots (5.9)$$

donde:

$\rho_g(t_{n+1}, z_i)$: Densidad del gas al tiempo t_{n+1} y el nodo espacial z_i , (lbm/pie³)

$\rho_g(t_n, z_i)$: Densidad del gas al tiempo t_n y el nodo espacial z_i , (lbm/pie³)

$$\left(\frac{\partial v_c}{\partial t} \right) \approx \frac{v_c(t_{n+1}, z_i) - v_c(t_n, z_i)}{\Delta t} \quad \dots (5.10)$$

donde:

$v_c(t_{n+1}, z_i)$: Velocidad del gas al tiempo t_{n+1} y el nodo espacial z_i , (pie/seg)

$v_c(t_n, z_i)$: Velocidad del gas al tiempo t_n y el nodo espacial z_i , (pie/seg)

$$\left(\frac{\partial W_g}{\partial t} \right) \approx \frac{W_g(t_{n+1}, z_i) - W_g(t_n, z_i)}{\Delta t} \quad \dots (5.11)$$

donde:

$W_g(t_{n+1}, z_i)$: Gasto de flujo de gas al tiempo t_{n+1} y el nodo espacial z_i , (lbm/seg)

$W_g(t_n, z_i)$: Gasto de flujo de gas al tiempo t_n y el nodo espacial z_i , (lbm/seg)

Comprobación del balance de masa

Como en las primeras dos etapas, tanto el balance de masa del gas como el del líquido, son comprobados para cada lapso. Los estados del balance de masa de gas de los flujos acumulativos de masa de gas fuera de la tubería más la masa de gas que permanece en ella, es igual al gas en la tubería más el gas inyectado a la tubería a través de la válvula de inyección al inicio de la tercera etapa al tiempo real. Los estados principales del balance de masa del líquido producido por arrastre en la superficie más el líquido aun en arrastre y en la película, es igual al líquido en el sistema al inicio de la tercera etapa. El líquido de llenado es tratado por separado y será discutido posteriormente.

El procedimiento de solución descrito en esta sección asegura el balance de masa, tanto para la fase gaseosa como para la líquida.

Llenado de líquido de la formación

Al principio, para resolver las ecuaciones en la tercera etapa, se supuso que el líquido de llenado de la formación entraba en el núcleo de gas y sería la condición de frontera del arrastre de líquido; el algoritmo trabajó bien desde el punto de vista computacional; sin embargo, se obtuvieron pobres resultados cuando el perfil de producción obtenido de esta manera fue usado para comparar los valores reales de los perfiles de presión medidos a la profundidad de la válvula.

El modelo fue modificado se supuso que el líquido de llenado inicia a acumularse para formar un nuevo bache independientemente del que se resbala hacia abajo de la tubería. La condición de frontera para el arrastre del líquido a la profundidad de la válvula se supuso cero; los perfiles de presión obtenidos fueron mucho mejores, comparados con los medidos después de usar esta modificación.

Condición de terminación

La tercera etapa termina cuando la presión del gas llega a un nivel al cual el líquido no es soportado en la película del líquido, e inicia a caer. A este tiempo, el esfuerzo cortante en la pared será negativo. En el proceso de cálculo, el esfuerzo de corte en la pared es calculado sobre todos los segmentos de la tubería en todos los intervalos, una vez que se presenta un esfuerzo de corte negativo en la pared, termina la tercera etapa y el sistema se transfiere a la cuarta etapa, líquido cayendo y regeneración del bache.

Tratamiento de anomalías

El procedimiento de solución presentado trabaja bien para la tercera etapa, el problema ocurre sólo si la válvula de inyección permanece abierta durante la primera porción de esta etapa y cierra un poco tarde pero antes del final de la etapa. Esta situación sucede generalmente para el caso en que se usa un volumen grande de gas de inyección por ciclo. Las variables de la fase gaseosa en la tubería tendrán un salto entre los dos intervalos de tiempo cuando la válvula de inyección cierra y las derivadas de estas variables pueden no ser definidas

**ESTA TESIS NO SALE
DE LA BIBLIOTECA**

Si la válvula cambia de abierta a cerrada, las ecuaciones para el espacio anular y la fase gaseosa en la tubería son resueltas a dos lapsos consecutivos cuando la válvula cierra, las derivadas se evalúan usando estos valores a los dos intervalos de tiempo. Este tratamiento trabaja bien para el programa de cómputo, pero la masa del líquido presenta un desbalance de $\pm 7\%$.

Posteriormente se planteará una modificación al procedimiento de solución para resolver este problema. Tanto el líquido en la película como el arrastrado en el gas al final de la etapa, cuando la válvula permanece abierta, son redistribuidos en una nueva película y perfil de arrastre en el nuevo lapso cuando la válvula permanece cerrada. Se obtiene el balance de masa tanto para la fase líquida como para la gaseosa.

El procedimiento de re-iniciación es muy simple y trabaja bien, el nuevo perfil de la película de líquido supone un espesor constante y la masa del líquido en esta nueva película es la de la película en el último lapso cuando la válvula permanece abierta. El arrastre de líquido en el núcleo de gas en el último lapso, cuando la válvula permanece abierta, se usa para calcular una nueva densidad de arrastre, dividiendo la masa del líquido arrastrado entre el volumen de la tubería. El nuevo arrastre, sobre cada segmento de la tubería, es el producto de la densidad de arrastre por el área de la sección transversal del núcleo de la tubería y la velocidad del gas en ese segmento.

V.4 Regeneración del bache de líquido (Etapa IV)

La tercera etapa finaliza cuando el esfuerzo de corte en la pared comienza a ser negativo, esto indica que el líquido en la película inicia a caer. Los cálculos muestran que el arrastre es despreciable después de este tiempo; por consiguiente, el modelo desprecia el líquido arrastrado después de que el líquido inicia a caer.

El subsistema en el espacio anular y la fase gaseosa en la tubería son los mismos en esta tercera etapa, todos los cálculos asociados son como los anteriores.

La película de líquido en la tubería cae mientras el gas continúa fluyendo fuera de la tubería, el análisis de la película delgada desarrollado en el capítulo IV se resuelve para la película del líquido. Se puede calcular un flujo de líquido fuera de la película a un tiempo dado con un espesor de película usando la ecuación (4.96). La cantidad de líquido fluyendo fuera de la película se calcula como el producto del gasto de flujo por el intervalo de tiempo; este líquido es restado de la película de líquido para obtener un nuevo espesor de película para el próximo lapso, esto es sumado al llenado de líquido de la formación para construir el nuevo bache de líquido. Este procedimiento de cálculo continúa cuando el esfuerzo de corte interfacial gas-líquido inicia a ser negativo, lo cual indica que el gas es completamente vaciado y ya no puede apoyar un flujo más extenso.

Las ecuaciones para la fase gaseosa en la tubería dejan de ser necesarias, el sistema se reduce al espacio anular y a la película de líquido; la presión del gas aumenta en el espacio anular de acuerdo al mecanismo de control especificado, la presión en la tubería aumenta por la entrada de fluidos de la formación y la caída de la película, cuando ambas presiones alcanzan un valor predefinido, la válvula de inyección abre y un nuevo ciclo inicia.

Los cálculos en esta etapa son simples y confiables, no ocurren anomalías.

VI RESULTADOS DEL MODELO

Características del ciclo de bombeo neumático intermitente

El bombeo neumático intermitente es un proceso cíclico, las características de este método pueden ser estudiadas examinando el comportamiento detallado de un ciclo completo, se puede usar un modelo mecanístico para obtener todas las variables que describen un ciclo completo como funciones de tiempo. Entre todas estas variables, las más importantes son: los volúmenes de inyección de gas, presiones en varios puntos, posiciones tanto del bache de líquido como de la burbuja de gas y las velocidades.

Respecto al mecanismo con el que se inyecta el gas al espacio anular, los dos más usados son la válvula de aguja o estrangulador superficial y el interruptor de tiempo o control de ciclos. El comportamiento exacto del ciclo de bombeo neumático intermitente difiere ligeramente para cada mecanismo de control, incluso cuando las características básicas del proceso son similares usando cualquiera de los dos controles.

La dependencia del tiempo de las variables importantes es descrita para cada mecanismo de control en las siguientes secciones.

VI.1 Características del ciclo de bombeo neumático intermitente usando una válvula de aguja

Inyección de gas durante un ciclo

Hay dos cantidades de gas a ser inyectado en un ciclo de bombeo neumático intermitente; la primera es el gas en el espacio anular inyectado a la tubería de producción a través de la válvula de inyección, la segunda es el gas suministrado por la línea de inyección al espacio anular a través del control superficial en la línea.

El ciclo de levantamiento inicia cuando la válvula de inyección abre para permitir la entrada de gas a la tubería, la presión en el espacio anular decrece conforme el gas deja el espacio anular, y se crea una caída de presión a través del orificio de la válvula de

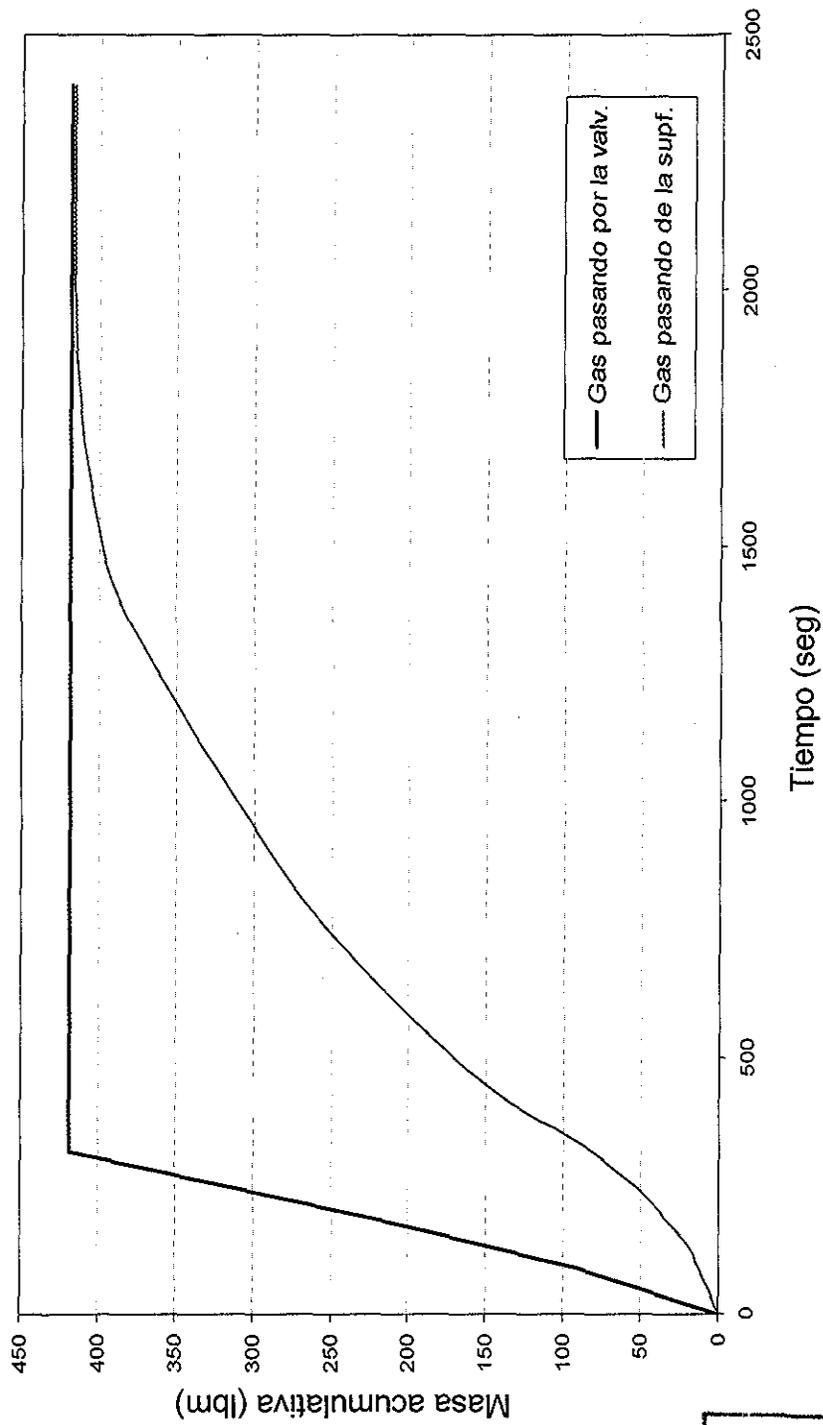
aguja, ya que la presión superficial de operación permanece para fines prácticos, constante, mientras la presión en el espacio anular decrece. La Fig. 8 muestra las cantidades de gas acumulativas inyectado en la tubería y en el espacio anular durante un ciclo completo con válvula de aguja como control superficial.

Inyección de gas en la tubería

La curva en la parte superior de la Fig. 8 representa la masa de gas inyectado en la tubería a través de la válvula de inyección durante el ciclo completo. Una vez que la válvula abre, permite que el gas entre en la tubería hasta que toda la cantidad requerida de gas por ciclo es inyectada, entonces, la válvula cierra y así permanece durante el resto del ciclo.

Inyección de gas en el espacio anular

La cantidad acumulativa de gas inyectado en el espacio anular es la curva inferior en la Fig. 8. El gas es inyectado en el espacio anular tan pronto como la válvula de inyección inicia a pasar gas a la tubería y la inyección termina cuando la cantidad de gas inyectado en el espacio anular es igual a la cantidad de gas total retirada de éste. Como se muestra en la Fig 8, la inyección de gas en el espacio anular con válvula de aguja es muy uniforme y el requerimiento de gas es pequeño y estable.



TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

Fig. 8 Masa acumulativa de gas inyectado usando válvula de aguja

Presión a través de un ciclo

Las presiones en el ciclo de bombeo neumático son los parámetros más importantes en la optimización de un nuevo sistema o en el estudio de funcionalidad de alguno existente. La Fig. 9 presenta las presiones durante un ciclo completo de bombeo neumático intermitente con control superficial de válvula de aguja.

Presión corriente abajo de la válvula de aguja

Después de que la inyección del gas inicia, la válvula de bombeo neumático abre permitiendo el paso de gas del espacio anular a la tubería; la presión en el espacio anular inicia a decrecer y al mismo tiempo, la inyección superficial continúa lo que hace que la presión se incremente en el espacio anular; ya que el gas que abandona el espacio anular lo hace más rápido que el inyectado, la presión continúa decreciendo mientras la válvula permanece abierta; la presión del gas decrece a un valor mínimo y después inicia a incrementarse nuevamente. El tiempo en el cual la presión alcanza el mínimo valor es el momento cuando la válvula de inyección cierra, la válvula de aguja superficial continúa permitiendo el paso de gas al espacio anular, por lo que, la presión se incrementa uniformemente hasta un nivel al cual el ciclo se inicia nuevamente; después, la presión del gas permanece constante hasta el final del ciclo.

Presión del gas a la profundidad de la válvula

La presión del gas a la profundidad de la válvula cambia de la misma forma que la presión corriente abajo del control superficial de inyección, la única diferencia es que la presión del gas a la profundidad de la válvula es mayor debido a la carga por la columna de gas en el espacio anular.

Presión en la tubería a la profundidad de la válvula

La presión en la tubería a la profundidad de la válvula de inyección varía drásticamente a través del ciclo; en el inicio la presión en la tubería está dada por la carga del bache de líquido y la columna de gas arriba del bache, cuando el ciclo inicia, la válvula de inyección abre permitiendo el paso de gas a alta presión a la tubería, lo que rápidamente comunica la presión del espacio anular a la tubería a la profundidad de la válvula, la presión en la tubería permanece en este nivel mientras la válvula permanece abierta admitiendo gas del

espacio anular. Una vez que la válvula cierra, la presión en la tubería decrece rápidamente, debido al efecto combinado del cierre mismo, la expansión de la burbuja de gas en la tubería y la producción del bache de líquido en la superficie

Para un diseño ideal del sistema, la válvula de bombeo neumático debería cerrar al mismo tiempo que el bache de líquido llega a la boca del pozo.

La producción del bache de líquido tiene una duración muy corta, periodo durante el cual la presión en la tubería a la profundidad de la válvula continúa decreciendo; después de la producción del bache, el sistema se transfiere a la etapa de producción de líquido por arrastre. La presión de la tubería a la profundidad de la válvula decrece uniformemente mientras el gas que sale de la tubería arrastra el líquido con él. La presión en la tubería muestra un pico muy pequeño, el cual indica que el líquido se resbala mientras el gas sigue fluyendo del pozo a la línea de descarga, esta caída de líquido junto con el líquido entrando de la formación formaran el siguiente bache de líquido, el cual irá incrementando la presión en la tubería a la profundidad de la válvula. Por otro lado, el depresionamiento del gas hace que la presión decrezca; la presión continúa decreciendo ya que el efecto de depresionamiento del gas compensa el efecto de la formación del bache en la tubería. Hay una pequeña sección plana en el fondo de la curva de la presión en la tubería durante la cual los efectos del depresionamiento del gas y la generación del bache son iguales. El depresionamiento del gas cesa cuando la presión de la tubería a profundidad de la válvula alcanza su mínimo valor durante el ciclo, esta mínima presión indica el final de la etapa de depresionamiento del gas y el inicio de la etapa de regeneración del bache.

Durante la etapa de regeneración del bache, la presión de la tubería se incrementa conforme el líquido tanto de la formación como el que resbala de la tubería se acumulan; cuando esta presión se incrementa a un nivel al cual las fuerzas combinadas de presión en la tubería y presión en el espacio anular a la profundidad de la válvula vencen la presión de cierre, ésta abre e inicia un nuevo ciclo

Presión de la tubería en la parte superior de la burbuja

Así como la presión en la tubería a la profundidad de la válvula, la presión en la parte superior de la burbuja es rápidamente elevada una vez que el ciclo inicia; a diferencia de la presión a la profundidad de la válvula, la presión de la tubería en la parte superior de la burbuja decrece rápidamente después de que el ciclo inicia, esto es debido a que el

bache de líquido es sobrepasado por la burbuja de gas, la cual crece rápidamente. El decrecimiento del bache de líquido hace que la carga en la parte superior de la burbuja sea cada vez menor, la presión en la tubería a la profundidad de la válvula es la fuerza de impulso para el gas y el líquido. La energía de presión se emplea para vencer el aumento de la carga del bache líquido así como las fuerzas de fricción del sistema; por lo tanto, la presión en la parte superior de la burbuja de gas decrece mucho más rápido que la presión a la profundidad de la válvula.

El rápido decrecimiento de la presión en la parte superior de la burbuja ocurre después de que el bache de líquido alcanza la cabeza del pozo, y una vez que el líquido sale del pozo, la carga debida al bache de líquido disminuye rápidamente, este decrecimiento alcanza la presión de la cabeza del pozo en un periodo de tiempo, después desaparece ya que la burbuja de gas desaparece.

Presión en la cabeza del pozo

La presión en la cabeza del pozo permanece sin cambio durante la mayor parte del ciclo, se incrementa durante un periodo de tiempo muy corto, después de que el bache de líquido alcanza la cabeza del pozo, la magnitud de este incremento depende del volumen de descarga así como de la restricción en la cabeza del pozo, si no hay línea de descarga la caída será menor que en el caso de que la haya, si la línea de descarga es muy larga y es de menor diámetro que la tubería de producción, el incremento de la presión en la cabeza será significativo.

Posiciones de las partes superiores del bache y de la burbuja

Las posiciones tanto de la parte superior del bache de líquido como la parte superior de la burbuja de gas muestran los movimientos absolutos y relativos entre estas dos interfaces, la longitud del bache de líquido es la diferencia de estas dos interfaces, como se muestra en la Fig.10, la longitud del bache de líquido será cada vez menor conforme el bache se mueve hacia la superficie. Cuando el bache de líquido toca la cabeza del pozo, su longitud es menor que a la mitad o su longitud original, esto es debido a que el gas rebasa o penetra continuamente el bache de líquido.

Posición de la parte superior del bache de líquido

El bache de líquido inicia a moverse hacia arriba de su posición original que es la parte superior del bache de líquido a ser levantado; una vez que el bache de líquido toca la cabeza del pozo, la altura de la parte superior del bache permanece sin cambio e inicia la producción del bache de líquido en la superficie.

Posición de la parte superior de la burbuja de gas

La parte superior de la burbuja de gas se mueve hacia arriba, iniciando del fondo, a la profundidad de la válvula; conforme el gas es inyectado en la tubería, la parte superior de la burbuja de gas se mueve rápidamente hacia arriba lo que hace que se mueva la parte superior del bache de líquido, esto es claro en la Fig. 10, en la que se muestra que la parte superior de la burbuja es más profunda que la de la parte superior del bache de líquido. Cuando la parte superior de la burbuja de gas toca la cabeza del pozo, la producción del bache de líquido es completa.

Velocidades

La Fig. 11 muestra las velocidades del bache de líquido, la burbuja de gas y la película de líquido, las tres velocidades son relacionadas a través de la ecuación de balance de masa para el bache de líquido. La velocidad de la burbuja de gas es relacionada con la velocidad del bache de líquido usando la ecuación empírica de velocidad de la burbuja.

Velocidad del bache de líquido

La velocidad del bache de líquido se incrementa rápidamente cuando la válvula de inyección abre y deja pasar el gas a la tubería; cuando la velocidad del bache de líquido alcanza un cierto valor, ésta se incrementa lentamente, y se incrementa rápidamente cuando alcanza la cabeza del pozo.

La rápida aceleración del bache de líquido inicialmente se debe a la inyección a alta presión del gas, la aceleración más lenta a la mitad son los efectos combinados del decrecimiento de presión en la tubería en la parte superior de la burbuja de gas y la reducción de la longitud del bache de líquido conforme el bache se mueve hacia arriba. La

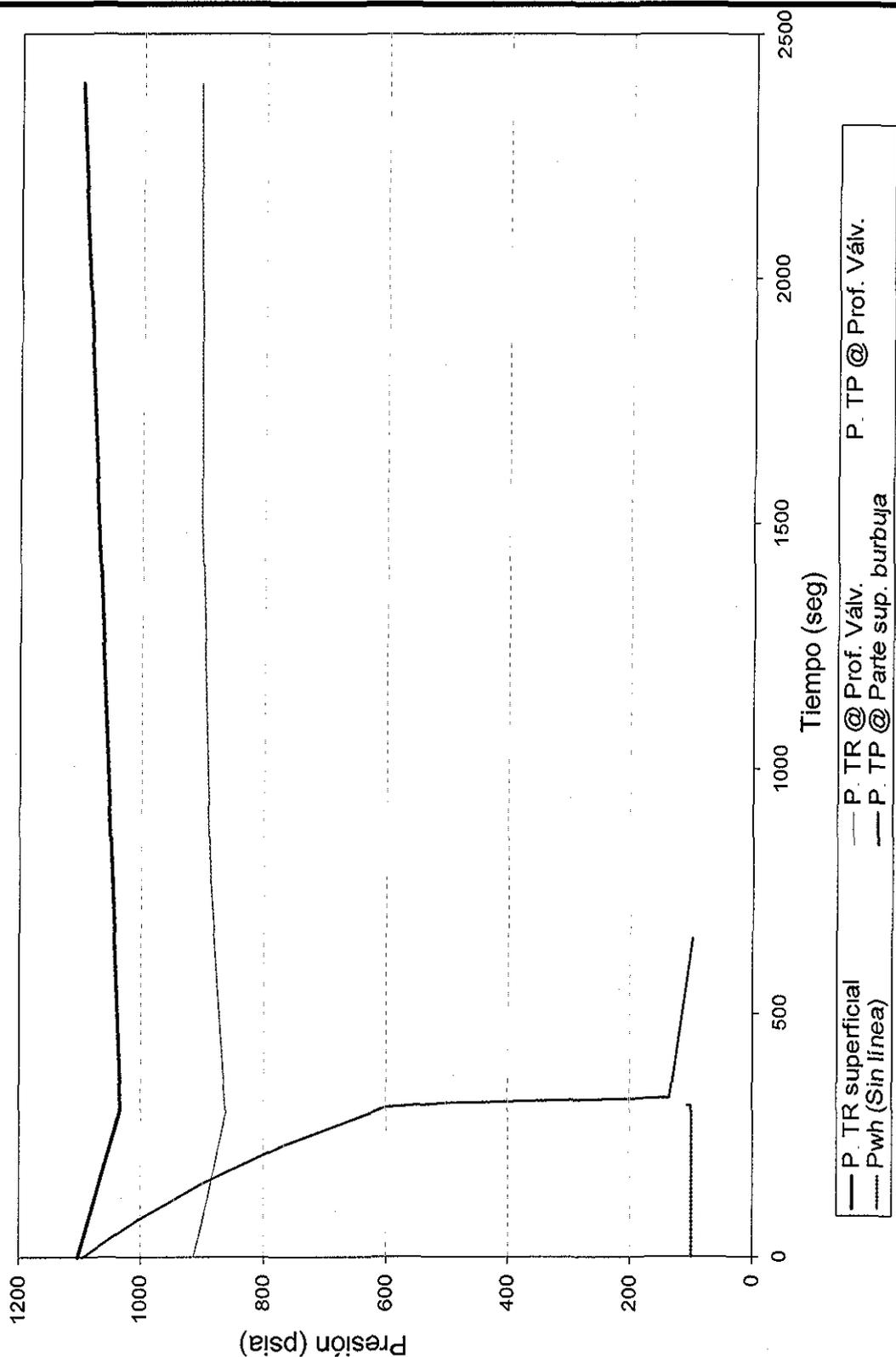
rápida aceleración de nuevo, cuando el bache alcanza la cabeza del pozo, es debida al paso rápido del bache de líquido de la tubería a la línea de descarga.

Velocidad de la burbuja de gas

La velocidad de la burbuja de gas cambia en forma similar a la velocidad del bache de líquido. Esto es esperado, sobre la base de la ecuación empírica de la velocidad de la burbuja de líquido.

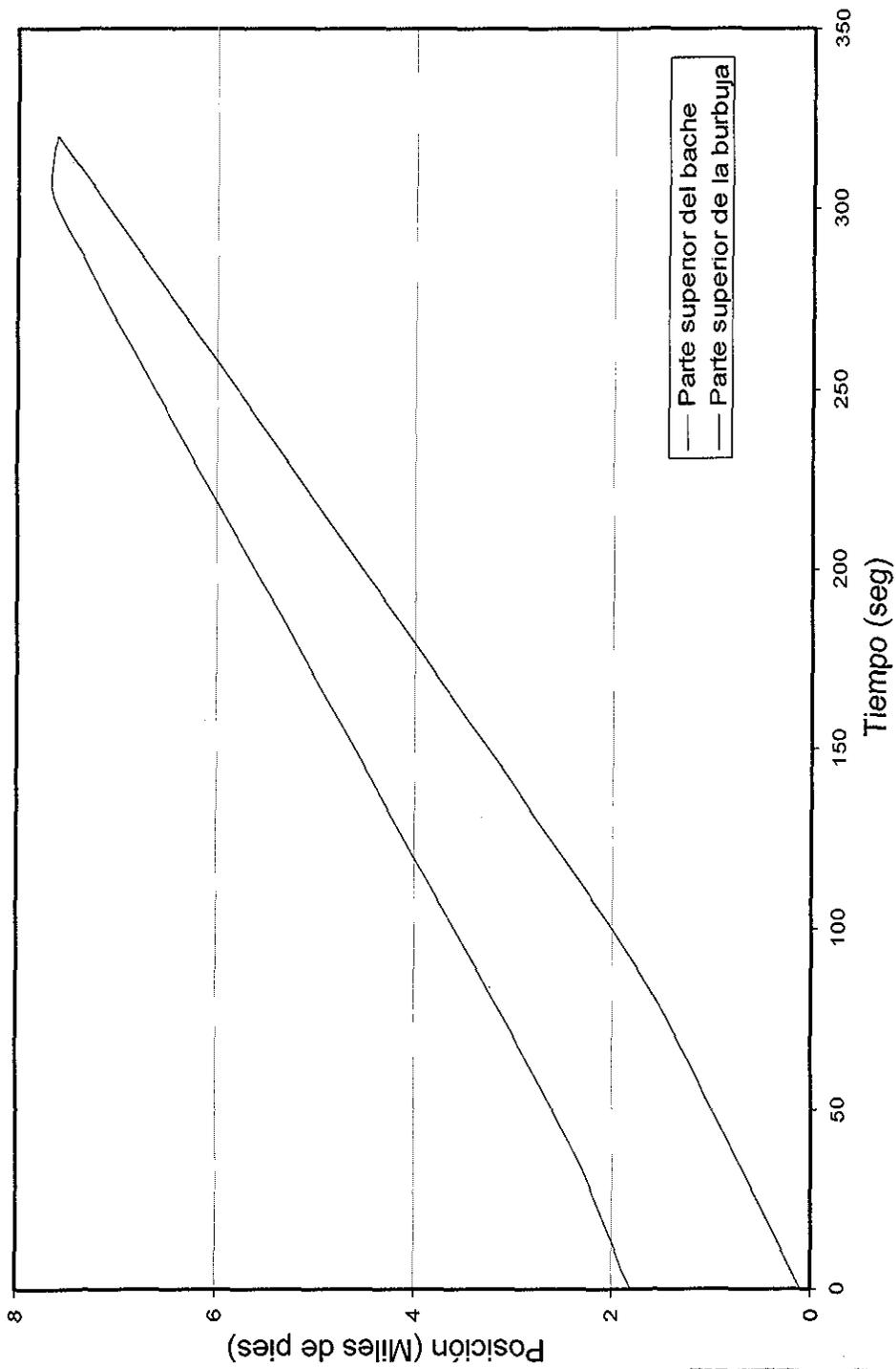
Velocidad de la película de líquido

La velocidad de la película de líquido es un parámetro derivado de la ecuación de balance de masa para el bache de líquido y se grafica en forma complementaria.



TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

Fig. 9 Presiones usando válvula de aguja



TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

Fig. 10 Posición relativa usando estrangulador

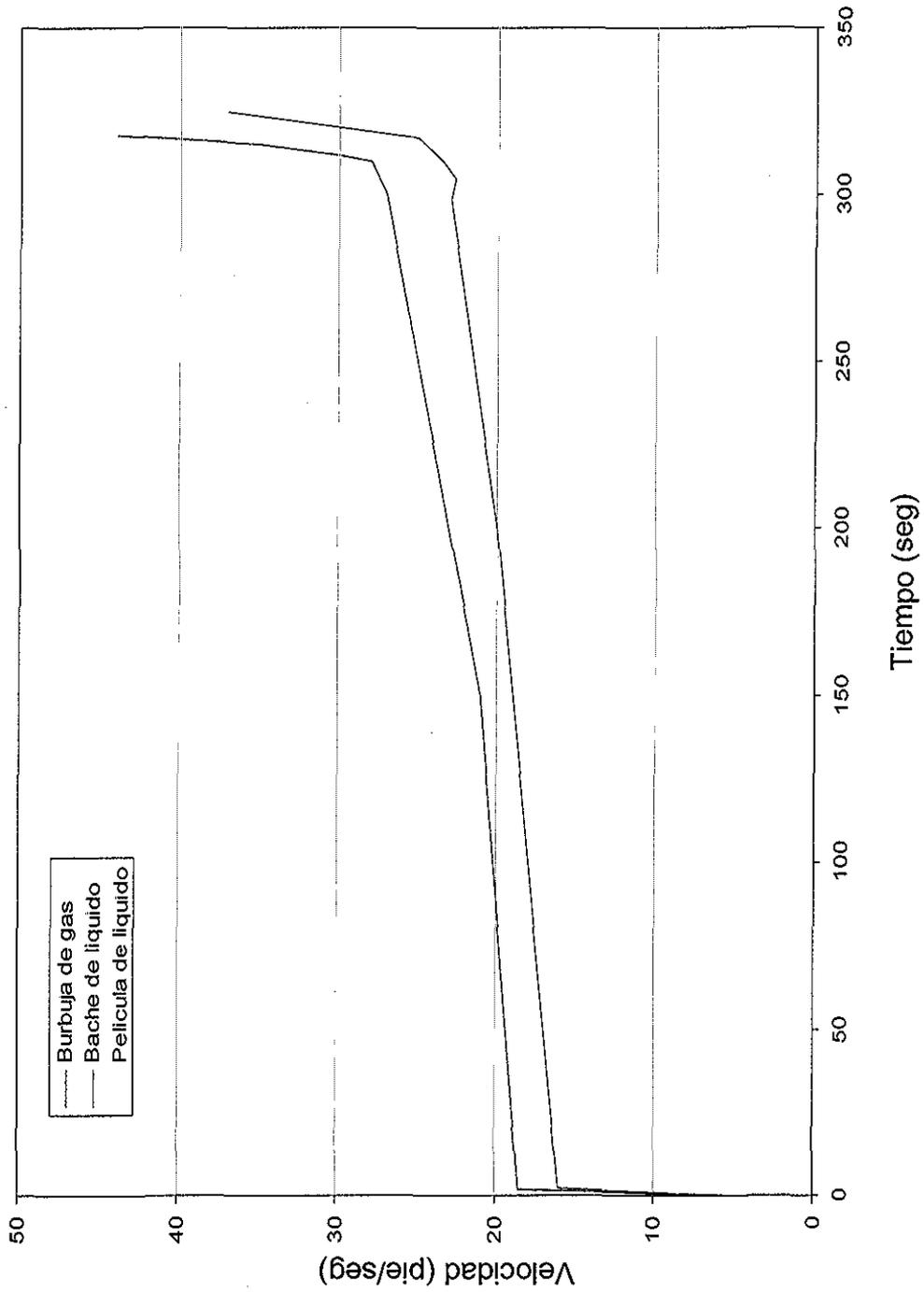


Fig. 11 Comportamiento de velocidades con estrangulador

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

VI.2 Características del ciclo de bombeo neumático intermitente usando un interruptor

La principal diferencia de los dos mecanismos de control de inyección es que el gas que se desea suministrar por la línea de inyección, es inyectado mucho más rápido usando un interruptor de tiempo como mecanismo de control (ver Fig. 12), que usando una válvula de aguja o estrangulador superficial; La brusca inyección de gas rápidamente incrementa la presión en el espacio anular lo que abre la válvula de inyección y permite el paso a la tubería.

Las presiones en el sistema responden en forma diferente a los dos mecanismos diferentes de inyección; (ver Fig. 13), la presión en el espacio anular se incrementa cuando el gas es inyectado en éste, aun cuando el gas está siendo inyectado a la tubería de producción al mismo tiempo, esto es debido a que la inyección en el espacio anular es más rápida que la inyección en la tubería, la presión inicia a decrecer tan pronto como la inyección superficial de gas se termina una vez que se alcanza la cantidad de gas de inyección deseada. Cuando la presión en el espacio anular decrece al valor de la presión de cierre de la válvula, esta cierra y la presión en el espacio anular permanece constante por el resto del ciclo.

La presión en la tubería a la profundidad de la válvula, en la parte superior de la burbuja de gas, y la presión en la cabeza cambian en forma muy similar, como cuando se usa una válvula de aguja o estrangulador como mecanismo de inyección. La posición del bache de líquido y de la burbuja de gas (ver Fig. 14) así como las diferentes velocidades (ver Fig. 15) son muy similares, tanto para interruptor como para una válvula de aguja como mecanismo de inyección. Los otros parámetros predichos son casi similares, usando una válvula de aguja o un interruptor de tiempo. En la Tabla 1 se listan los parámetros más importantes para ambos mecanismos de control.

Tabla 1: Comparación del comportamiento con válvula de aguja e interruptor

Parámetro calculado	Unidades	Válvula de aguja	Interruptor
Tiempo de alcance del bache a la cabeza	<i>seg</i>	304	290
Tiempo en que el gas rompe el bache	<i>seg</i>	324	312
Producción por el bache	<i>pie³</i>	10.58	10.76
Producción por arrastre	<i>pie³</i>	9.15	9.09
Producción total	<i>pie³</i>	19.73	19.85
Tiempo total del ciclo	<i>seg</i>	2413	2427
Presión mínima en la tubería	<i>psi</i>	416	409
Presión máxima en la tubería	<i>psi</i>	1106	1132
Presión promedio en la tubería	<i>psi</i>	675	675

Ya que el efecto de los dos mecanismos de control a los parámetros del sistema es despreciable se seleccionó el interruptor de tiempo como mecanismo de control.

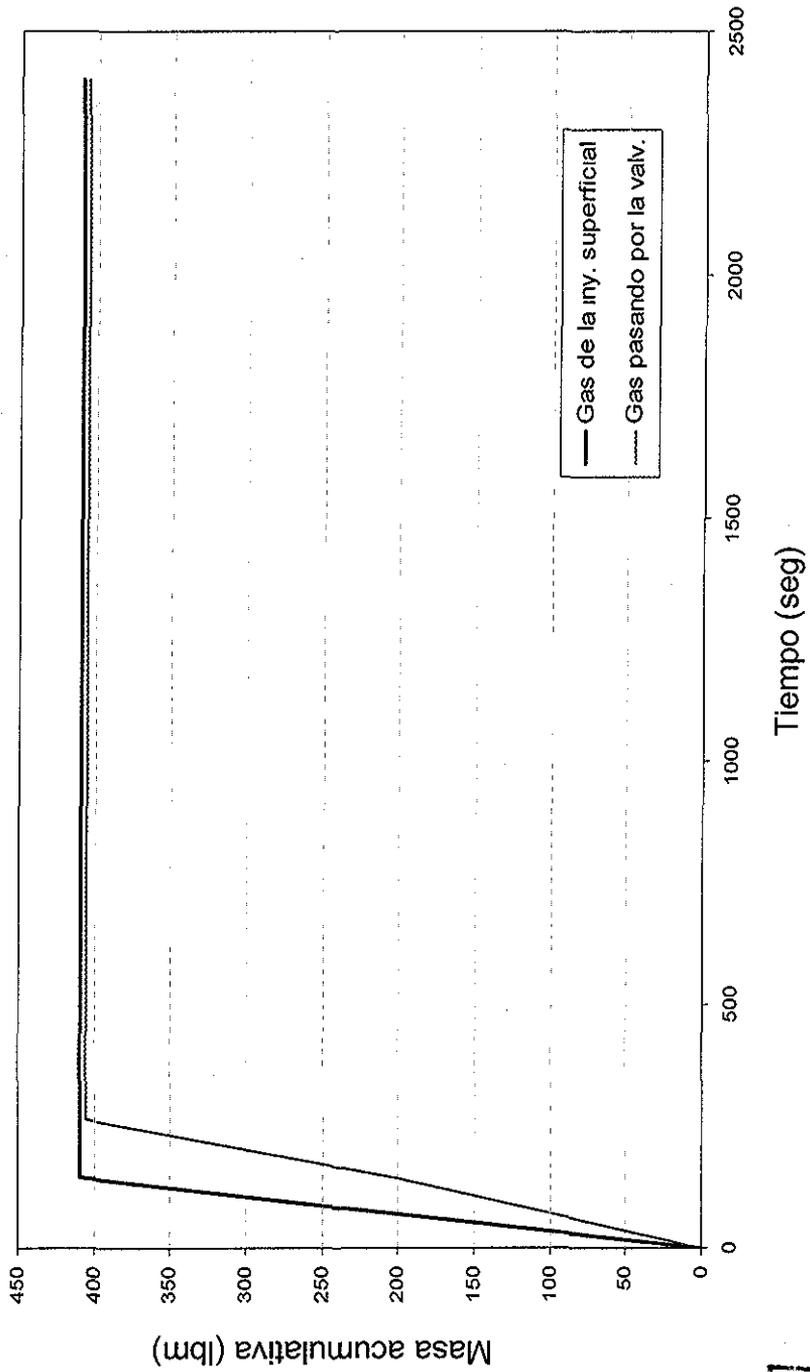
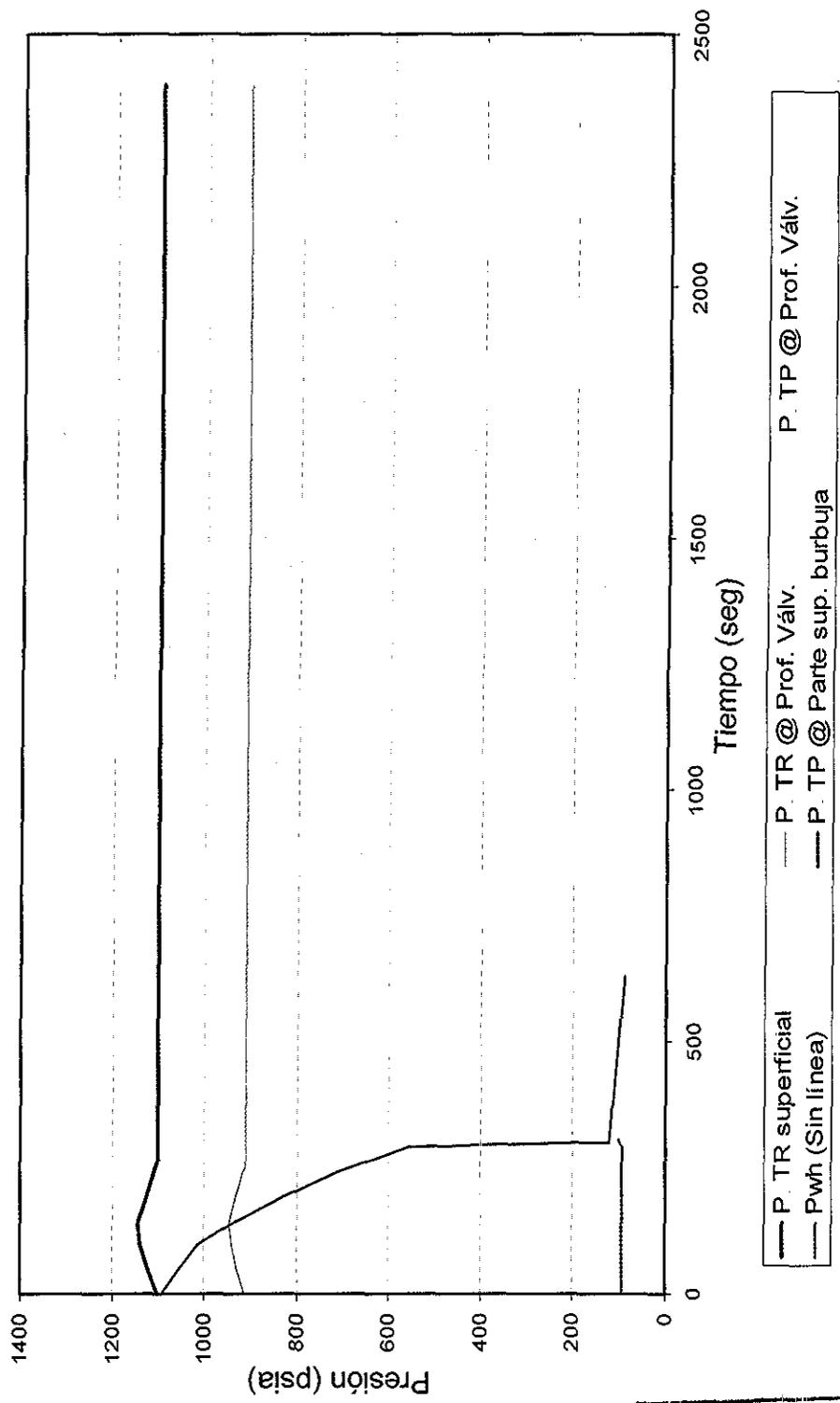


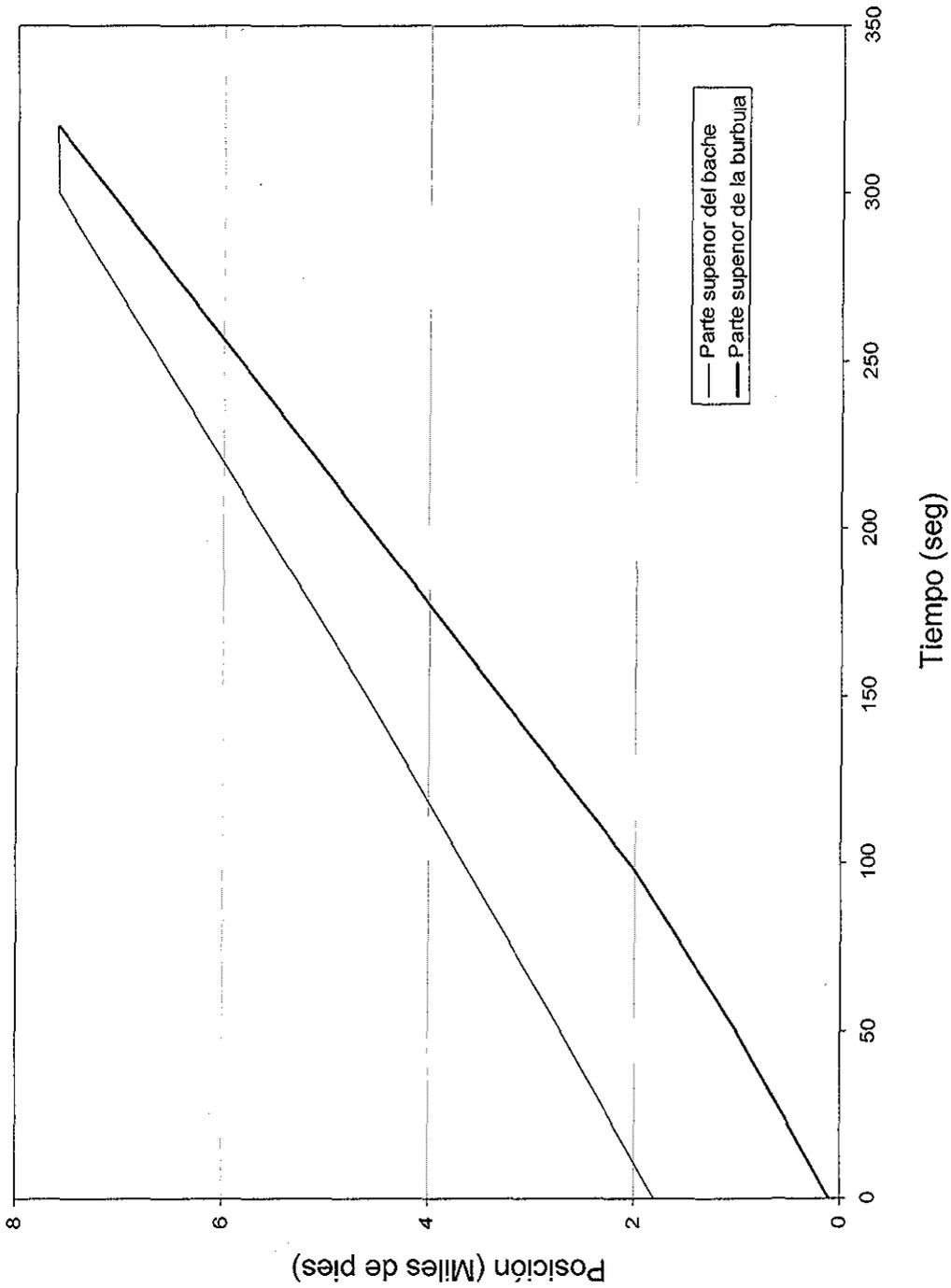
Fig. 12 Masa acumulativa de gas inyectado usando interruptor

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN



TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

Fig. 13 Presiones usando interruptor de tiempo



TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

Fig. 14 Posición relativa usando interruptor de ciclos

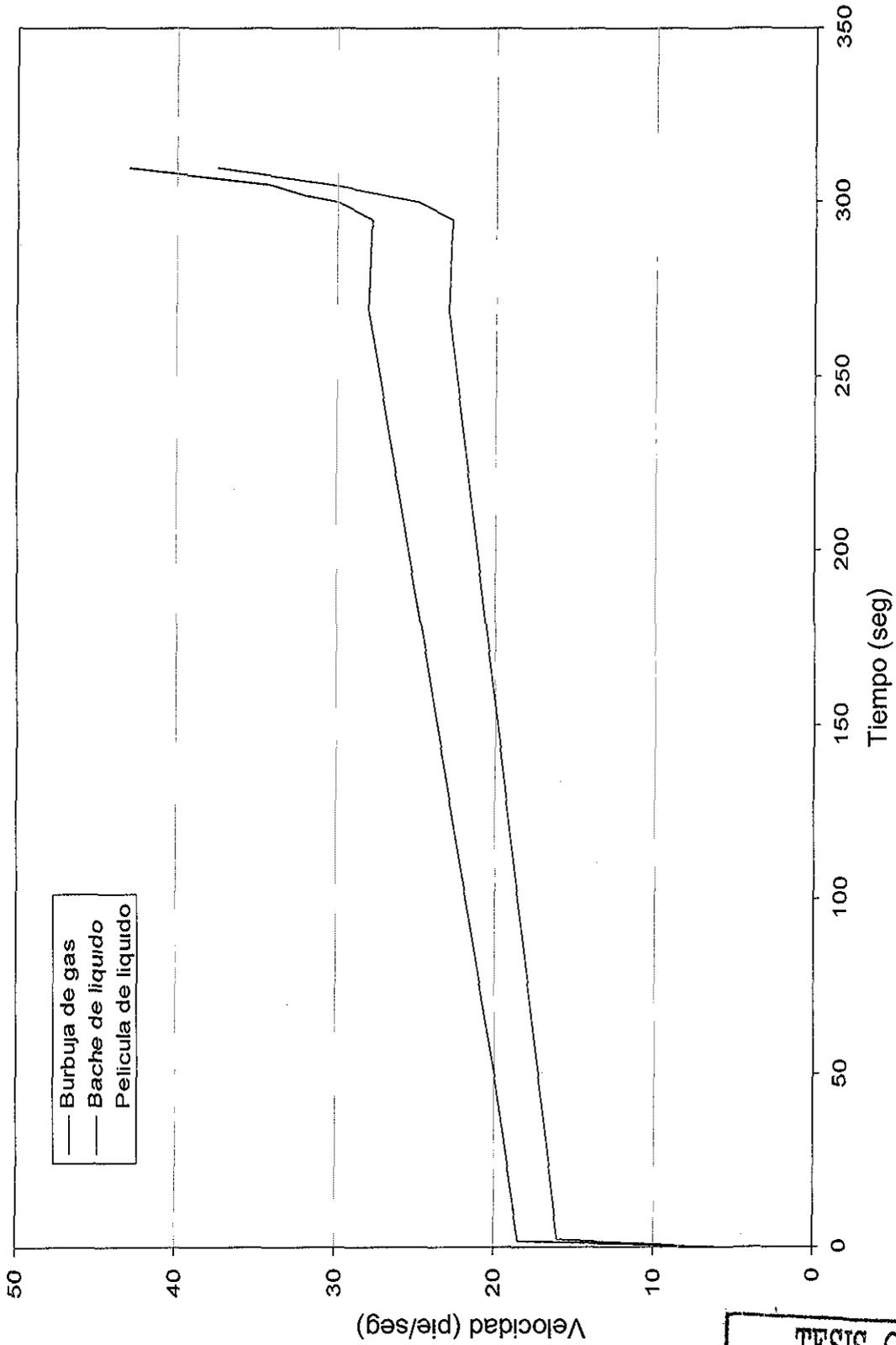


Fig. 15 Comportamiento de velocidades con interruptor

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

VII VALIDACION DEL MODELO

El modelo mecánico fue validado simultáneamente con datos experimentales de investigadores anteriores y datos de campo; en general, los resultados del modelo concuerdan con los datos medidos, por ejemplo, la curva de presión contra tiempo calculada por el modelo es parecida a la de los datos medidos, no solo en la forma, sino también en magnitudes.

VII.1 Comparación de las predicciones del modelo con datos medidos

Hay dos tipos de datos disponibles para este propósito de validación; los que incluyen una planeación y toma de datos y medidas experimentales como los de Brill, Brown y Neely; estos datos fueron obtenidos cuidadosamente de un diseño de pozos experimentales para obtener el comportamiento del bombeo neumático intermitente, en la mayoría de los casos, los datos coinciden con los resultados, los cuales son ideales para la validación del modelo. El segundo tipo de datos incluye los datos operativos de diferentes pozos en campo, en la mayoría de los casos, estos datos no son comparables para la validación del modelo. La validación del modelo se hizo principalmente con los datos experimentales mencionados en primer término puesto que fueron obtenidos con mayor precisión y la validación con datos de campo mantuvo solo una relativa exactitud.

VII.2 Coeficiente de velocidad de la burbuja

Como se mencionó en el capítulo IV, no hay una fórmula estable para el cálculo del coeficiente de la velocidad de la burbuja "a" en la ecuación (4.48) para el flujo transitorio en bombeo neumático intermitente, el valor generalmente aceptado de 1.2 para el flujo de dos fases, en el estado estacionario se usó en el modelo para los primeros cálculos, y las predicciones comparadas con los datos fueron en algunos casos buenas, sin embargo, resultaron pobres para otras.

El valor de "a" resultó ser dependiente del sistema, y se obtuvieron resultados de la comparación razonables entre los datos calculados y los medidos usando un valor particular de "a".

Se hizo un intento por obtener una correlación para el valor de "a" con los datos disponibles pero fue fallido; en este intento, el modelo mecanístico se usó para obtener un valor de "a" en una prueba dada, se corrió un proceso iterativo, iniciando el modelo con un valor de "a" supuesto para una prueba particular, la producción del líquido predicha por el modelo fue comparada con el valor medido y el valor de "a" fue corregido cuando la producción no coincidía entre la calculada y la medida

En este proceso se obtuvo un valor particular de "a" con el cual la producción fue ajustada para la corrida de prueba, el proceso fue repetido para todos los datos disponibles; y los valores de "a" fueron usados para desarrollar una correlación, involucrando todas las variables dependientes en la corrida del modelo. Se usó un proceso paso a paso para crear la correlación que se propuso y se obtuvo una correlación de "a" con cinco variables independientes, el coeficiente de correlación que se encontró después de usar 187 puntos de datos fue de 0.89.

Cuando se usó la correlación para el juego de datos de los cuales fue desarrollada, se obtuvieron resultados satisfactorios; sin embargo, cuando la correlación se usó para algunos datos diferentes de los del juego original, los resultados fueron pobres entre los datos calculados y los reportados y para algunos casos la correlación no se pudo definir.

El intento por obtener una correlación general para el coeficiente de velocidad de la burbuja en el estado transitorio del bombeo neumático intermitente, no fue efectuado a profundidad. Se propone usar el coeficiente de velocidad de la burbuja como un parámetro único para la aplicación del modelo mecanístico, el modelo es usado para comparar con los datos medidos para obtener un valor de "a" para un sistema dado. El valor de "a" con la mejor aproximación de la producción se usa para predecir el comportamiento del sistema, esta forma de aproximación es similar a la usada en los estudios de simulación de yacimientos, la conductividad del pozo es ajustada con los datos históricos del pozo y la conductividad con el mejor ajuste se usa en el modelo para predicciones posteriores.

El coeficiente de velocidad usado en el modelo refleja la velocidad de penetración de la burbuja de gas en el bache de líquido, un valor alto de "a" indica una gran velocidad de penetración. Un buen sistema de bombeo neumático intermitente, se espera tenga un

valor de "a" cercano a 1.0, mientras que en un sistema deficiente, se puede llegar a tener un valor superior a 1.3. El valor de "a" nunca puede ser menor de 1.0, ya que la fase gaseosa siempre sobrepasa la fase líquida. Un límite superior razonable es de aproximadamente 1.4.

VII.3 Validación del modelo usando los datos de Brill

Brill condujo un amplio rango de pruebas de bombeo neumático en un pozo experimental de 1500 pies de profundidad con tuberías de producción de 1 1/4" y 1 1/2", contaba con un tren de inyección completo con controles y medición, así como separación, en la Fig. 16 se muestra el equipo subsuperficial completo para tubería de 1 1/4"; el equipo para la tubería de 1 1/2" fue idéntico a excepción de la profundidad de colocación de las válvulas de inyección y de los transductores de presión. Se usaron dos sartas de tubería de revestimiento concéntricas para simular el sistema, la tubería exterior fue corrida desde la superficie hasta el fondo y fue cementada, la interior fue colgada desde la boca del pozo y perforada en la parte inferior, por lo que el líquido podía fluir a través de ella. La tubería de producción se corrió dentro de la T.R. interior y sellada con un empacador de tensión; se instaló un estrangulador de 3/16" en un niple ensamblado en el fondo de la tubería y fue usado en todas las pruebas, y el diseño fue hecho para que la última válvula fuera la válvula operante.

Las pruebas se efectuaron para cada diámetro de tubería, variando la longitud inicial del bache a levantar, el volumen de gas de inyección y el tipo de líquido (agua ó aceite); se utilizó el siguiente procedimiento para probar un ciclo de intermitencia:

1. El pozo fue prácticamente secado o sopleteado inyectando gas en exceso
2. El transductor de presión de fondo se observó para el incremento de presión en la tubería, y el transductor en la parte superior para la presión de equilibrio
3. Cuando la presión mostrada por el transductor de fondo, correspondía a la carga deseada en la tubería, el control superficial se abría para inyectar gas en el espacio anular.
4. Todos los transductores de presión iniciaron a recopilar datos de presión
5. Una vez que el volumen de gas deseado fue inyectado en el espacio anular (indicado por una declinación de presión y del volumen en el depósito de gas superficial), se cerraba el control de inyección.
6. Se tomaban las lecturas de presión hasta que las condiciones de presión eran estabilizadas nuevamente.

En la Fig. 17 se muestran las presiones obtenidas en una prueba típica del trabajo de Brill, los datos en esta corrida de prueba fueron usados para correr el modelo mecanístico y los resultados fueron comparados con los datos medidos de la prueba.

Para comparar el modelo mecanístico con los datos de Brill, se usó la ecuación para un orificio de una fase líquida, para calcular la entrada de líquido en la tubería a través del estrangulador colocado en el fondo de la tubería

En la Fig. 18 se muestra la comparación de la presión en la tubería a la profundidad de la válvula, de los resultados del modelo y los datos medidos. La aproximación es excelente, el modelo predice en forma muy semejante los resultados para este caso; se usó un coeficiente de velocidad de la burbuja de 1.2 para obtener el ajuste.

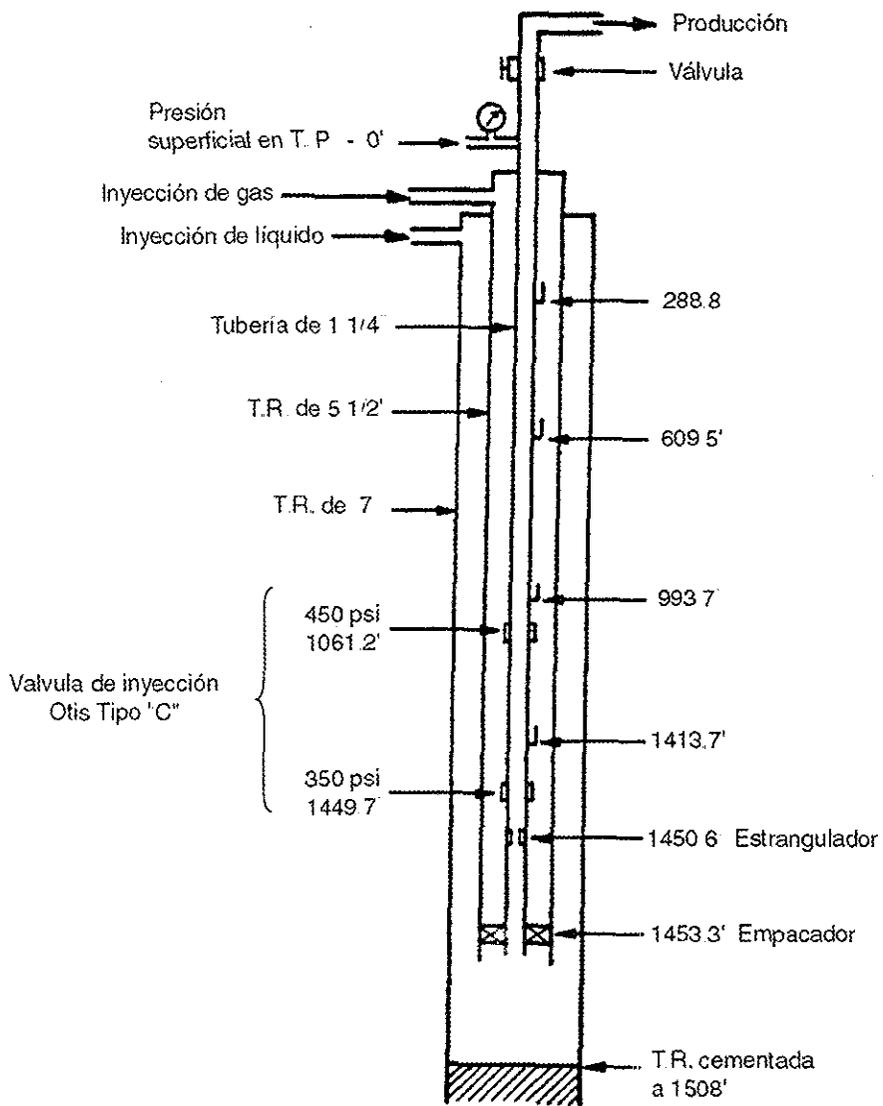
Se usaron todos los datos disponibles de las pruebas de Brill para correr el modelo y los resultados ajustan bien para la mayoría de los casos. La presión en la tubería a la profundidad de la válvula predicha por el modelo es semejante a la de las gráficas de medición; el modelo es también capaz de predecir el comportamiento inestable del proceso del bombeo neumático intermitente, como se observó en las pruebas cuando se inyectó muy poco gas por ciclo.

En la Fig. 19 se compara la producción de líquido predicha por el modelo con los valores medidos, para todas las pruebas corridas en tubería de 1 1/4" con agua. Se usó un valor de "a" de 1.2 para estas corridas.

En la Fig. 20 se comparan los valores correspondientes usando aceite con la misma tubería de 1 1/4", se utilizó el mismo valor de 1.2 para "a".

En la Fig. 21 se comparan los resultados del modelo para tubería de 1 1/2" usando agua, se usó un valor de "a" de 1.15 para esta prueba.

Finalmente en la Fig. 22 se compara la producción de líquido predicha por el modelo con los datos medidos para todas las corridas de prueba con tubería de 1 1/2" usando aceite, el valor usado de "a" fue de 1.25 para estos datos. En general, la producción de líquido por ciclo predicha por el modelo fue muy parecida a la de los datos medidos para todos los casos.



TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

Fig. 16 Configuración del pozo de prueba de Brill

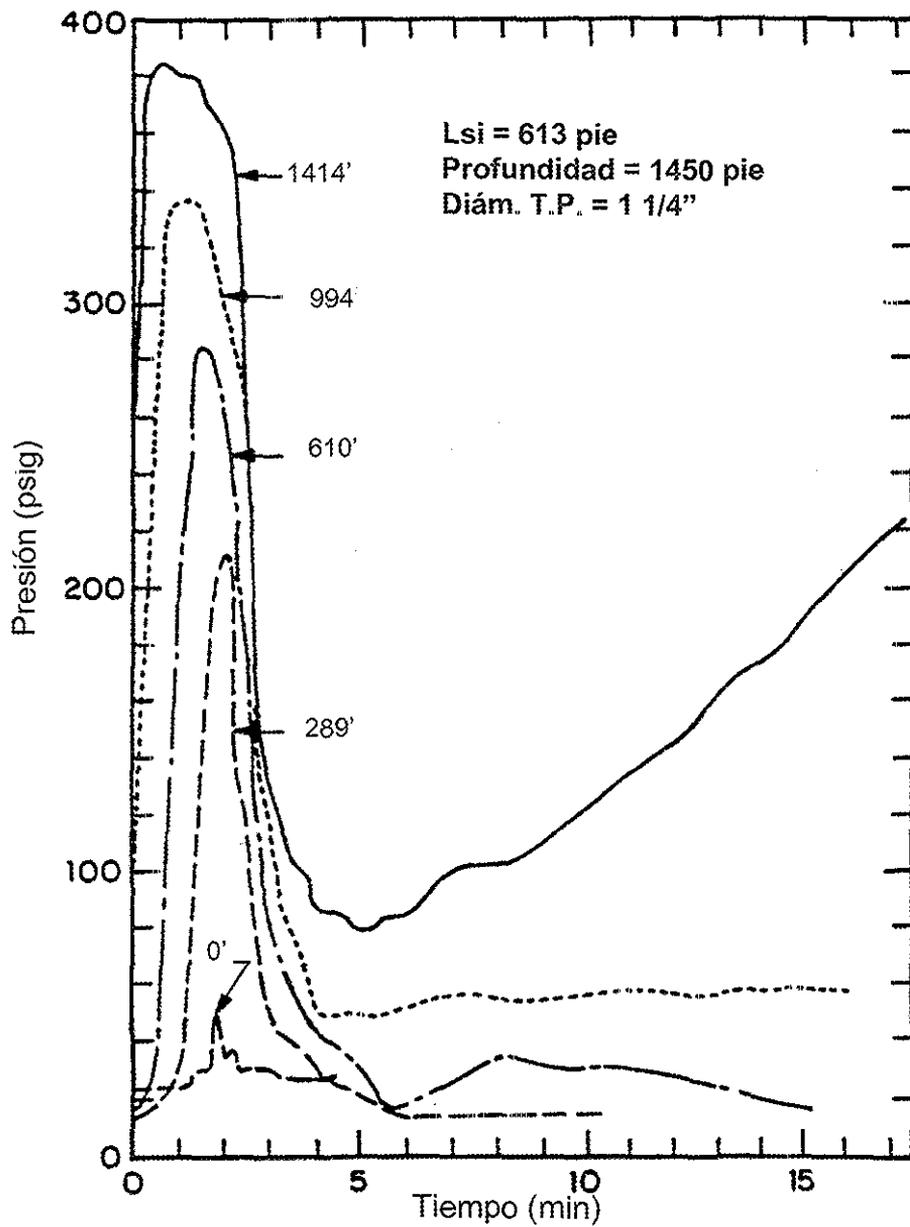


Fig. 17 Carta típica de presiones de la prueba de Brill

TESIS CON
 FALLA DE ORIGEN

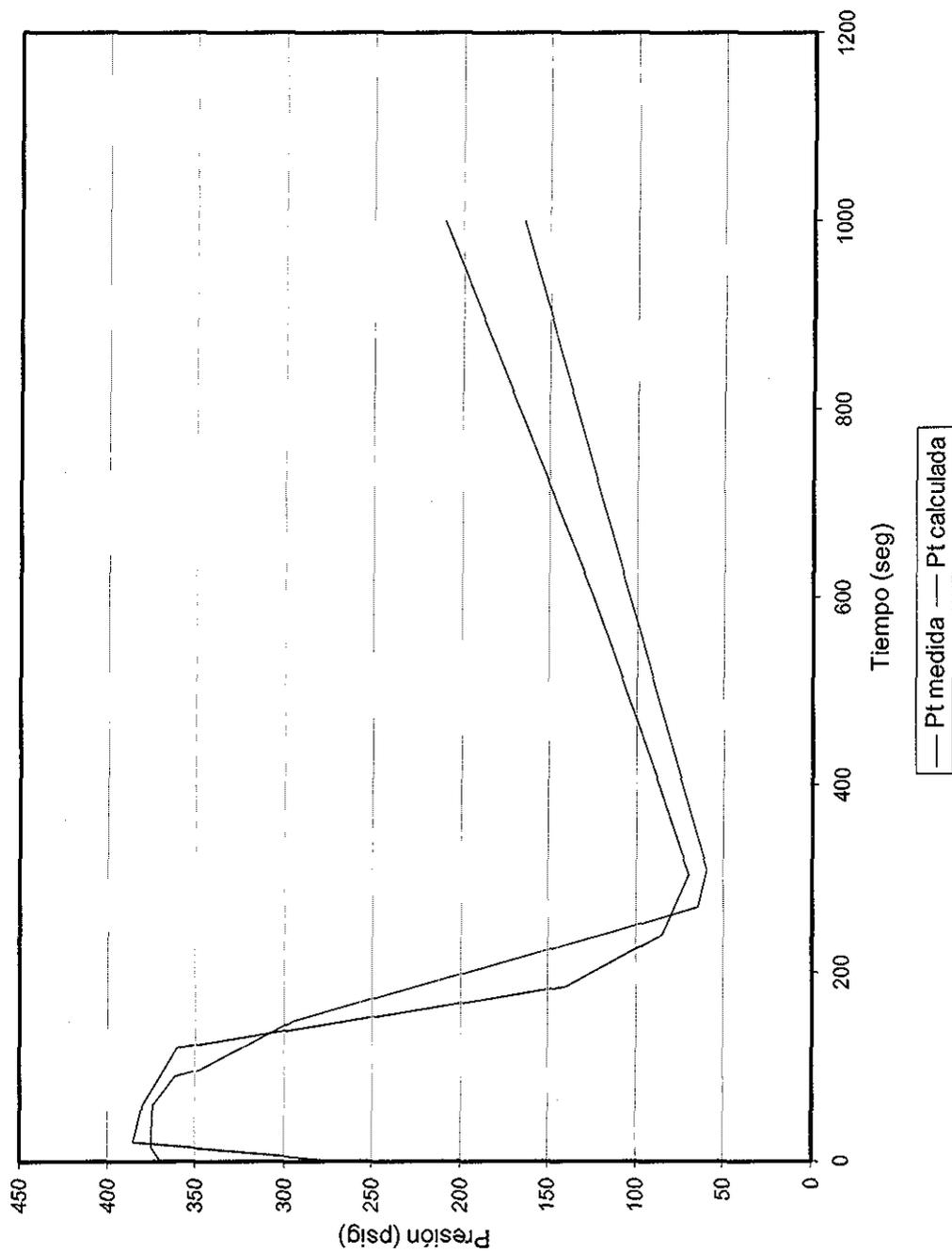


Fig. 18 Comparación de Presión en T.P. con datos de Brill

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

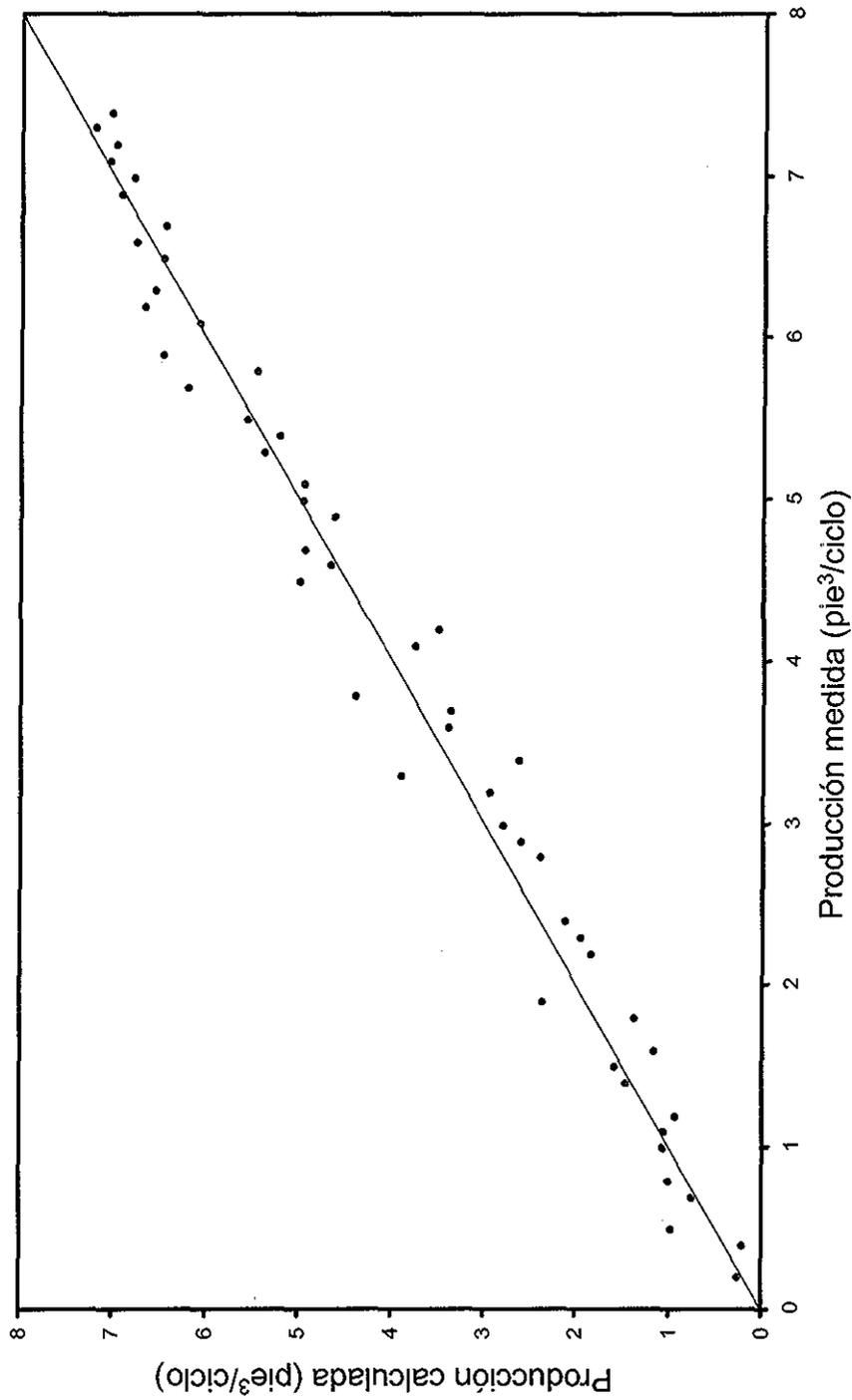


Fig. 19 Comparación de producción de líquido con datos de Brill
 Tubería de 1 1/4" y 100% agua

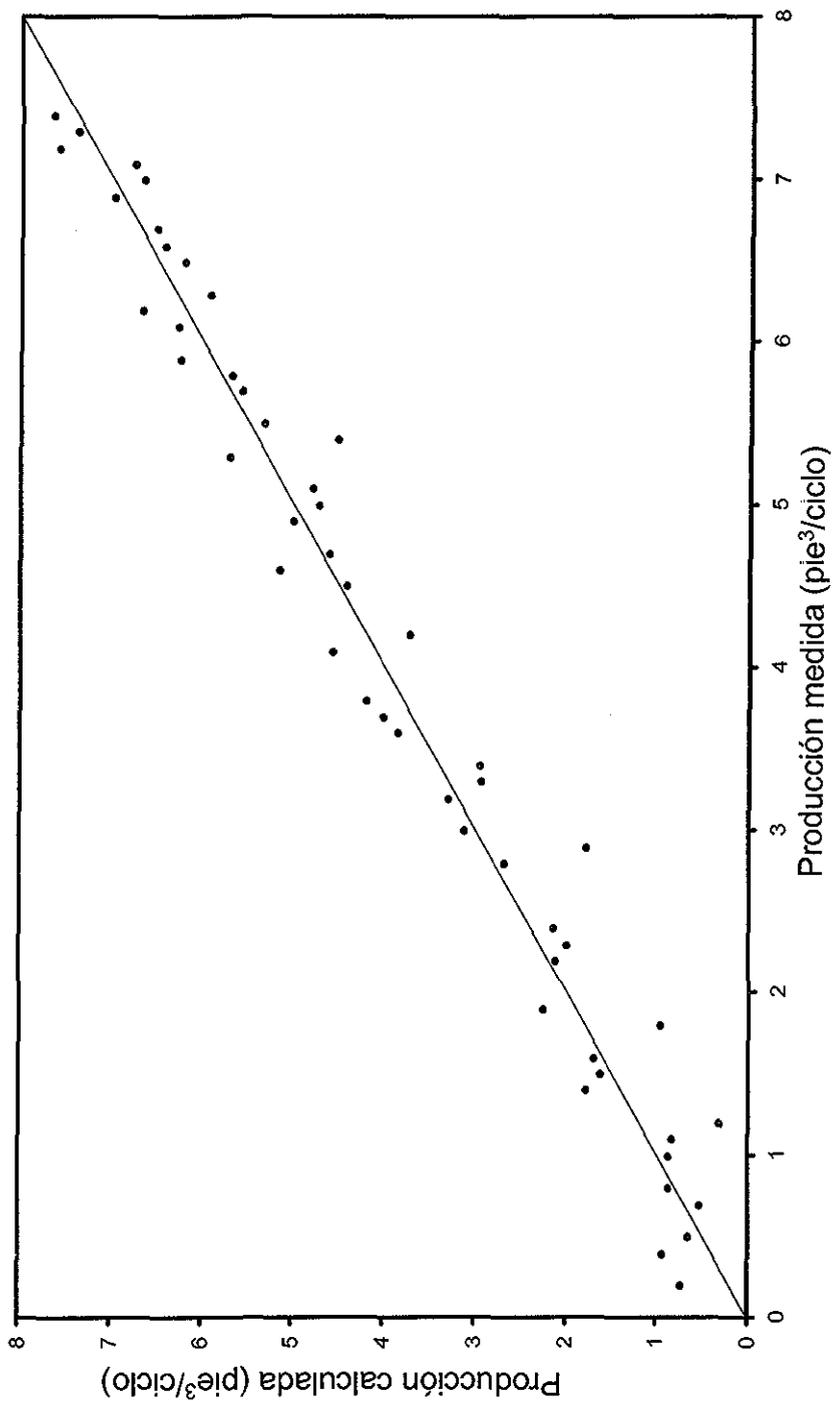


Fig. 20 Comparación de producción de líquido con datos de Brill
Tubería de 1 1/4" y 100% Aceite

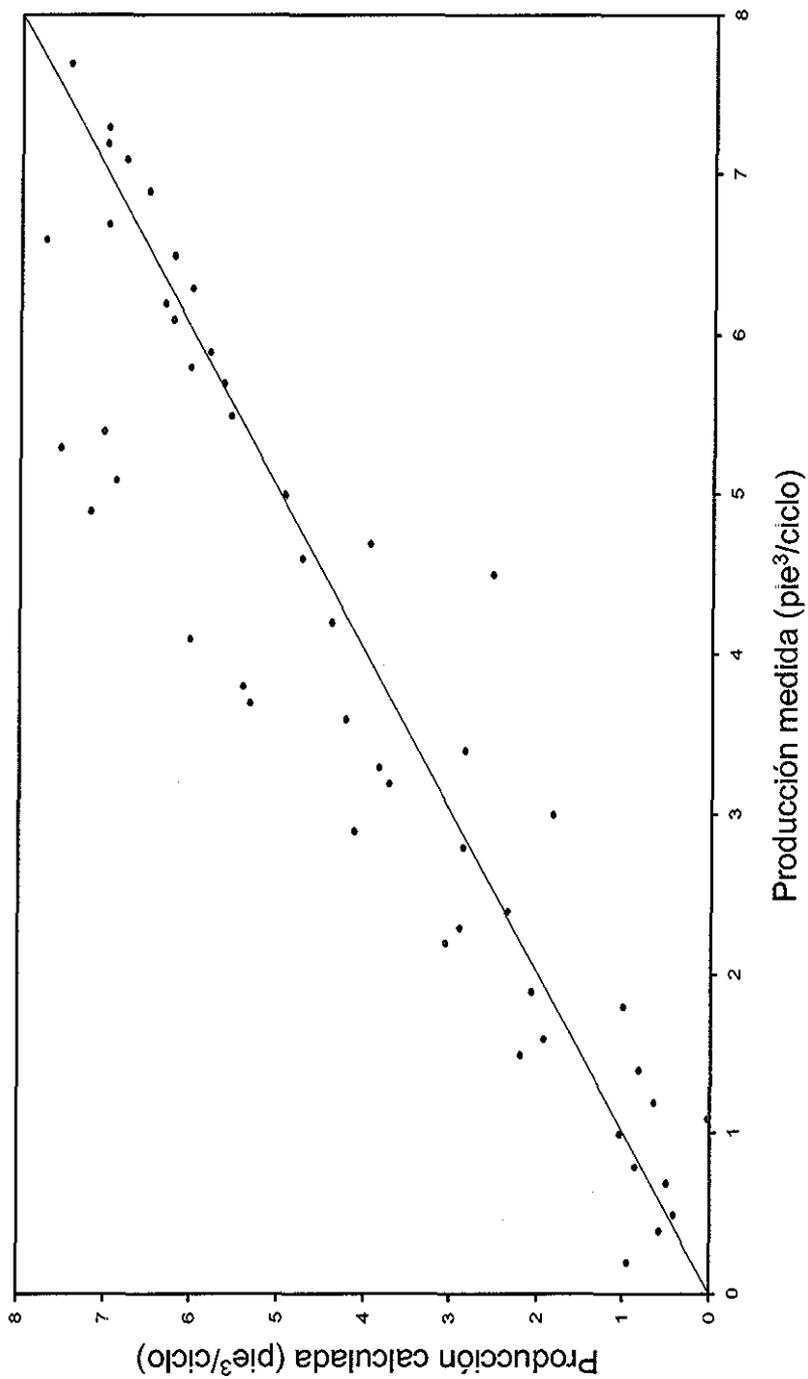


Fig. 21 Comparación de producción de liquido con datos de Brill
Tubería de 1 1/2" y 100% agua

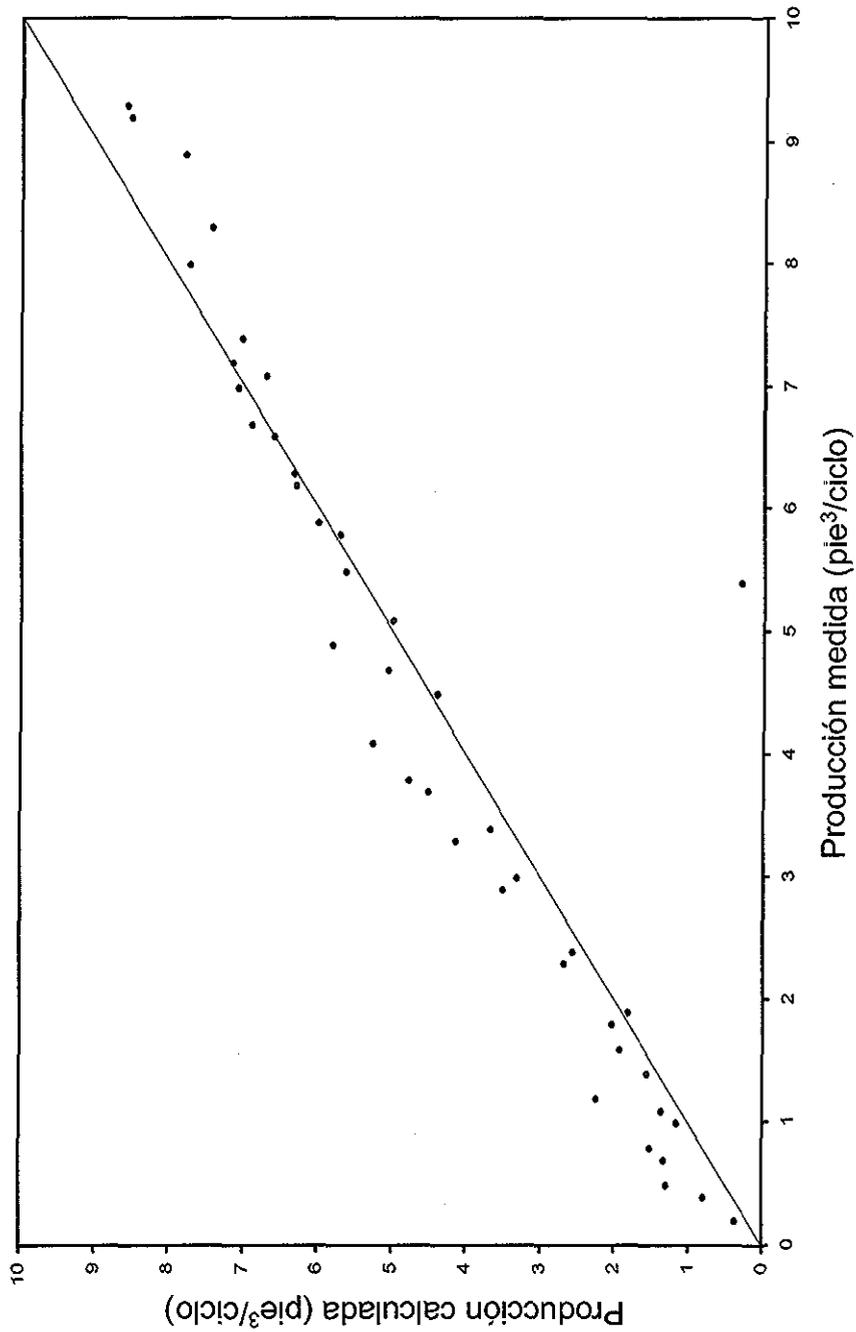


Fig. 22 Comparación de la producción de líquido con datos de Brill
Tubería de 1.5 y 100% aceite

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

VII.4 Validación del modelo usando los datos de Brown⁽³⁾

Brown llevó a cabo un extenso estudio experimental de bombeo neumático intermitente en un pozo instrumentado, del cual obtuvo un número significativo de gráficas, sin embargo, en la disertación sólo se presentó un muy limitado número de datos recolectados, y aunque se hicieron intentos por recuperar los otros datos no se encontraron disponibles, no fue posible usar los resultados representados en forma gráfica para la validación del modelo desarrollado en este estudio.

Las instalaciones superficiales acondicionadas para el estudio de Brown consistían de; control de inyección de gas, medidor de volumen de gas de inyección, manómetros y manógrafo, separador gas-líquido y medidor de líquido. En la Fig. 23 se muestra la instalación subsuperficial del pozo de 8000 pies de profundidad, con una capacidad de producción de más de 1000 bpd (95% de agua salada), se tenía un estrangulador de 3/64" en el fondo para controlar la entrada de líquido de la formación; la válvula operante se colocó a 5948 pies y las válvulas superiores solo se usaron para desalojar o achicar el pozo, se colocaron 10 transductores de presión a lo largo de la tubería para recuperar los datos de presión.

Se variaron los diámetros de puerto de las válvulas, la carga en la tubería, y el volumen de gas de inyección y el procedimiento de la prueba para un ciclo individual fue similar al usado por Brill. En la Fig. 24 se muestran los resultados de prueba de una corrida típica presentada por Brown en su trabajo.

Se recuperaron nueve corridas de prueba de las figuras de la disertación de Brown, cuyos datos fueron usados para correr el modelo mecanístico desarrollado en este trabajo, los resultados obtenidos se ajustaron satisfactoriamente a los datos del pozo.

En la Fig. 25 se muestra la comparación de la presión a la profundidad de la válvula predicha por el modelo con las curvas recuperadas, se cuenta con un ajuste bastante bueno; el coeficiente de la velocidad de la burbuja usado para este caso fue de 1.025, se nota que la presión en la tubería es máxima dos o tres minutos antes, que la de los datos medidos. De hecho, el modelo predice perfiles en la tubería que pueden ser parecidos a los medidos si la máxima presión en la tubería se retrasa dos o tres minutos; esta

diferencia, sin embargo, es menor comparada con el ajuste de los resultados del modelo con datos de presión medidos. La diferencia puede ser explicada por la naturaleza de las ecuaciones diferenciales ordinarias usadas en el modelo, en éste, las fuerzas de presión responden instantáneamente a la inyección del gas y en la realidad la respuesta es gradual y la propagación espacial de la presión se toma más tiempo.

Esta diferencia en la respuesta de la presión indica la necesidad de un sistema de ecuaciones diferenciales parciales, en lugar del sistema de ecuaciones diferenciales ordinarias usado en este trabajo, con el fin de acercarse más a la simulación del sistema físico.

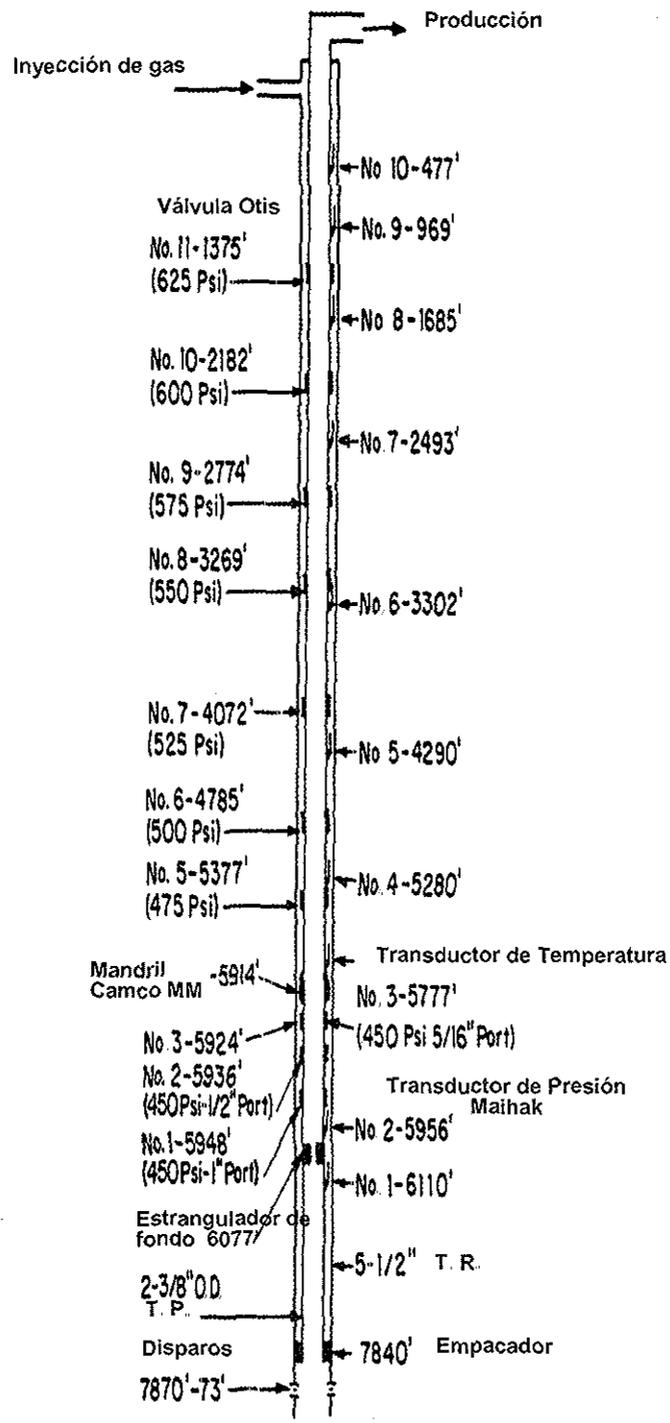


Fig. 23 Configuración del pozo de prueba de Brown

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

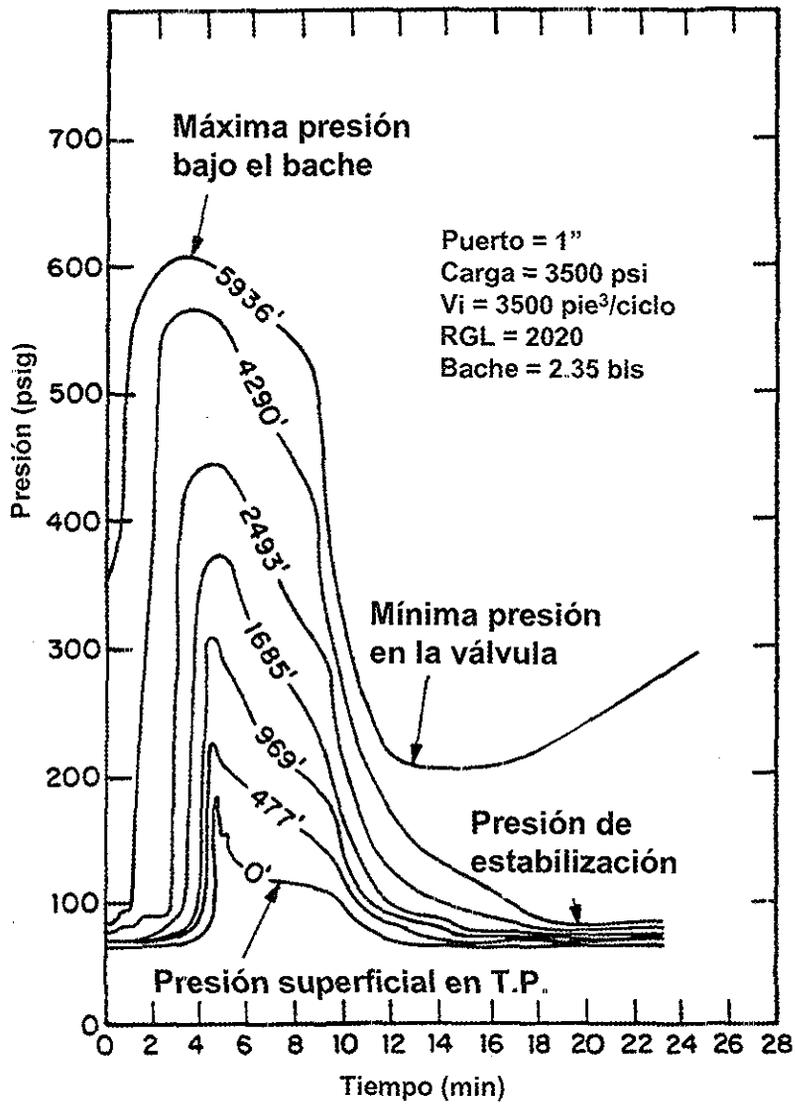


Fig. 24 Carta típica de presión de la prueba de Brown

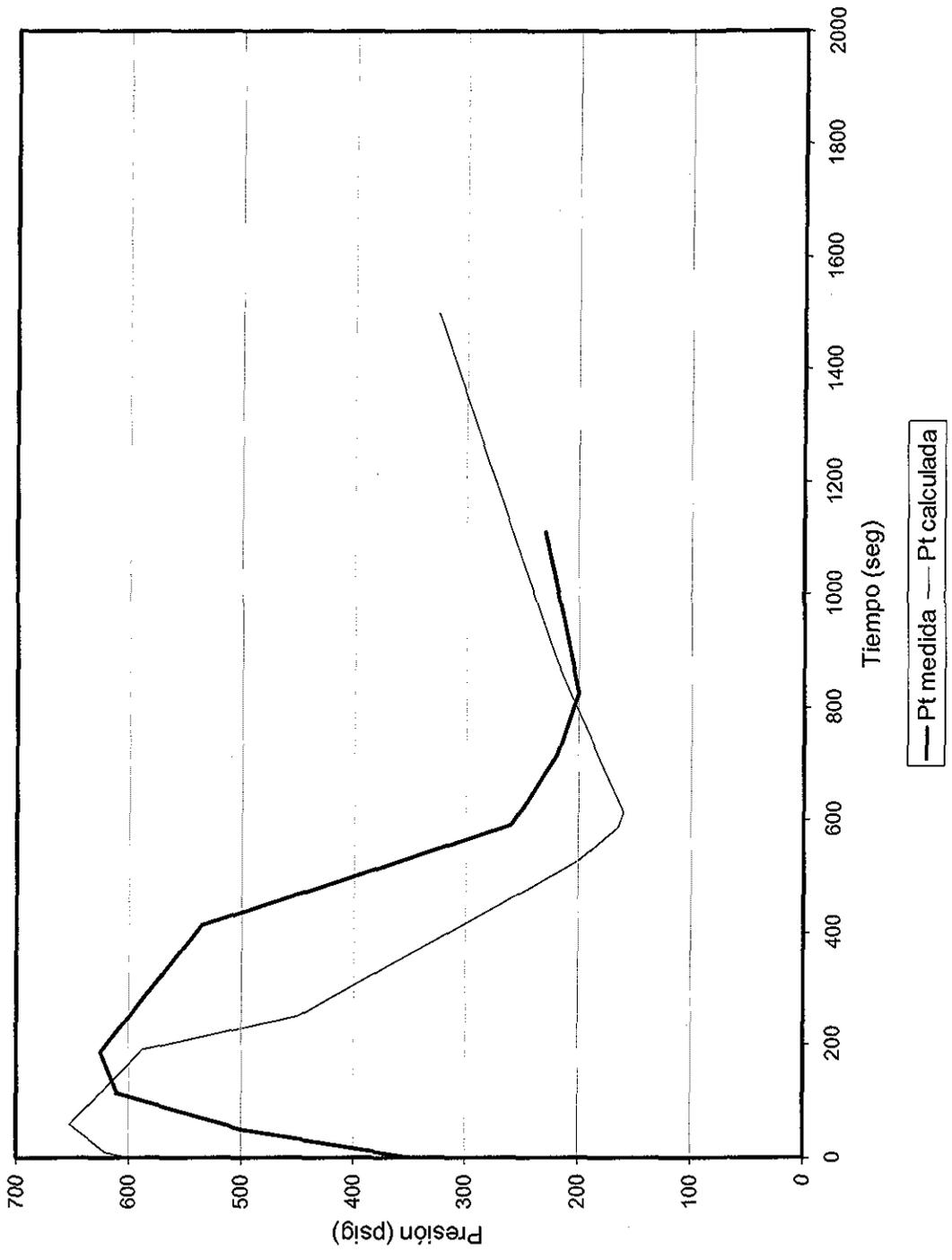


Fig. 25 Comparación de presión en T.P. con datos de Brown

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

VII.5 Validación del modelo usando los datos de Neely⁽⁵⁾

Las pruebas de Neely fueron efectuadas en un pozo de 5000 pies de profundidad, se usó una válvula en el fondo de la tubería abajo del empacador, operada hidráulicamente desde la superficie para controlar la entrada de fluidos de la formación, la válvula se abría para permitir el paso del líquido hasta que se lograba la carga deseada y se cerraba antes de iniciar la inyección de gas, permanecía así hasta que el ciclo de la corrida se completaba. Al usar este procedimiento se nota que no había entrada de líquido en el pozo durante el ciclo de prueba, este mecanismo fue simulado simplemente, usando un índice de productividad igual a cero en la corrida del modelo mecánico con los datos de Neely.

En la Fig. 26 se muestra la configuración del equipo subsuperficial del pozo usado por Neely para sus pruebas.

El procedimiento para las pruebas es el siguiente:

1. Se llena el tubo con la carga deseada
2. Se cierra la válvula de fondo para evitar la entrada de fluidos durante el resto del ciclo
3. Se inyecta gas desde la superficie hasta que el bache es levantado
4. Se concluye la inyección y
5. Se recolectan los datos de presión, volumen de gas inyectado y otra información relevante.

Neely realizó pruebas tanto para punto múltiple de inyección como para un solo punto; para la comparación del modelo mecánico de este estudio solo se usaron los datos de un solo punto de inyección ya que no se incluyó la simulación de punto múltiple de inyección en el modelo.

No se compararon los resultados con las gráficas de presión presentadas en el trabajo de Neely ya que no se consideró conveniente. En la Fig. 27 se muestra la comparación de la predicción de producción por ciclo del modelo con los datos medidos de todas las pruebas de un solo punto de inyección y se nota que el ajuste es bueno. El coeficiente de velocidad de la burbuja usado fue de 1.065 para emparejar con los datos de Neely.

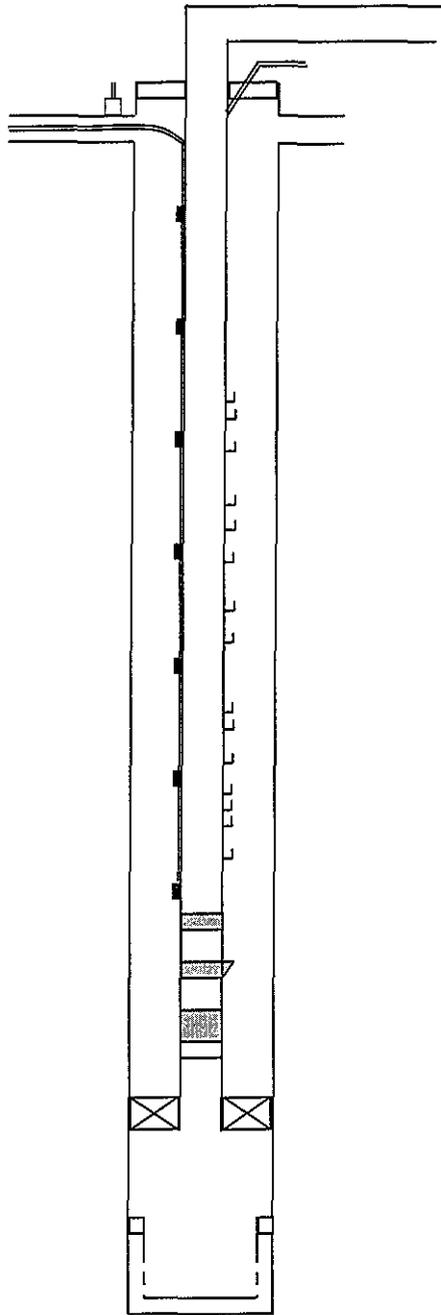


Fig. 26 Configuración del pozo de prueba de Neely

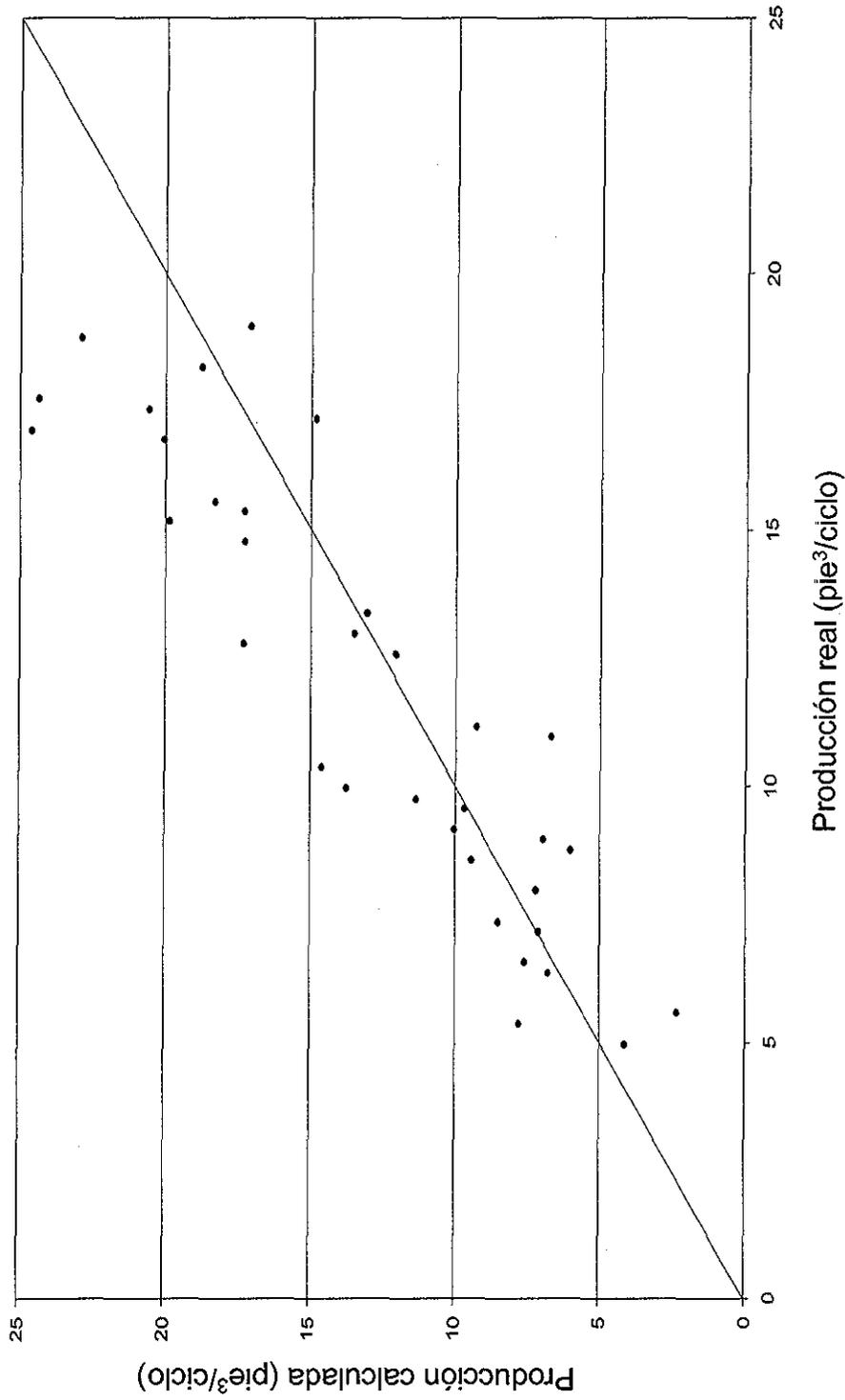


Fig. 27 Comparación de producción de líquido con datos de Neely.

VII.6 Validación del modelo usando datos reales de pozos

Se seleccionaron cinco pozos del activo Altamira para obtener los datos necesarios para realizar la comparación de resultados del modelo contra datos medidos. La relación del comportamiento de afluencia de los pozos fue reconstruida a partir de los datos de la prueba del pozo, usando una simple integración.

En la Fig. 28 se muestra el arreglo subsuperficial tipo para el caso del pozo Constituciones 156 del Activo de producción Altamira.

En la Fig. 29 se muestra la comparación del perfil de presión para un pozo, donde se nota que las predicciones del modelo son cercanas o parecidas a las presiones medidas en la tubería a la profundidad de la válvula, también se nota que la máxima presión predicha ocurre de dos a tres minutos antes que la medida.

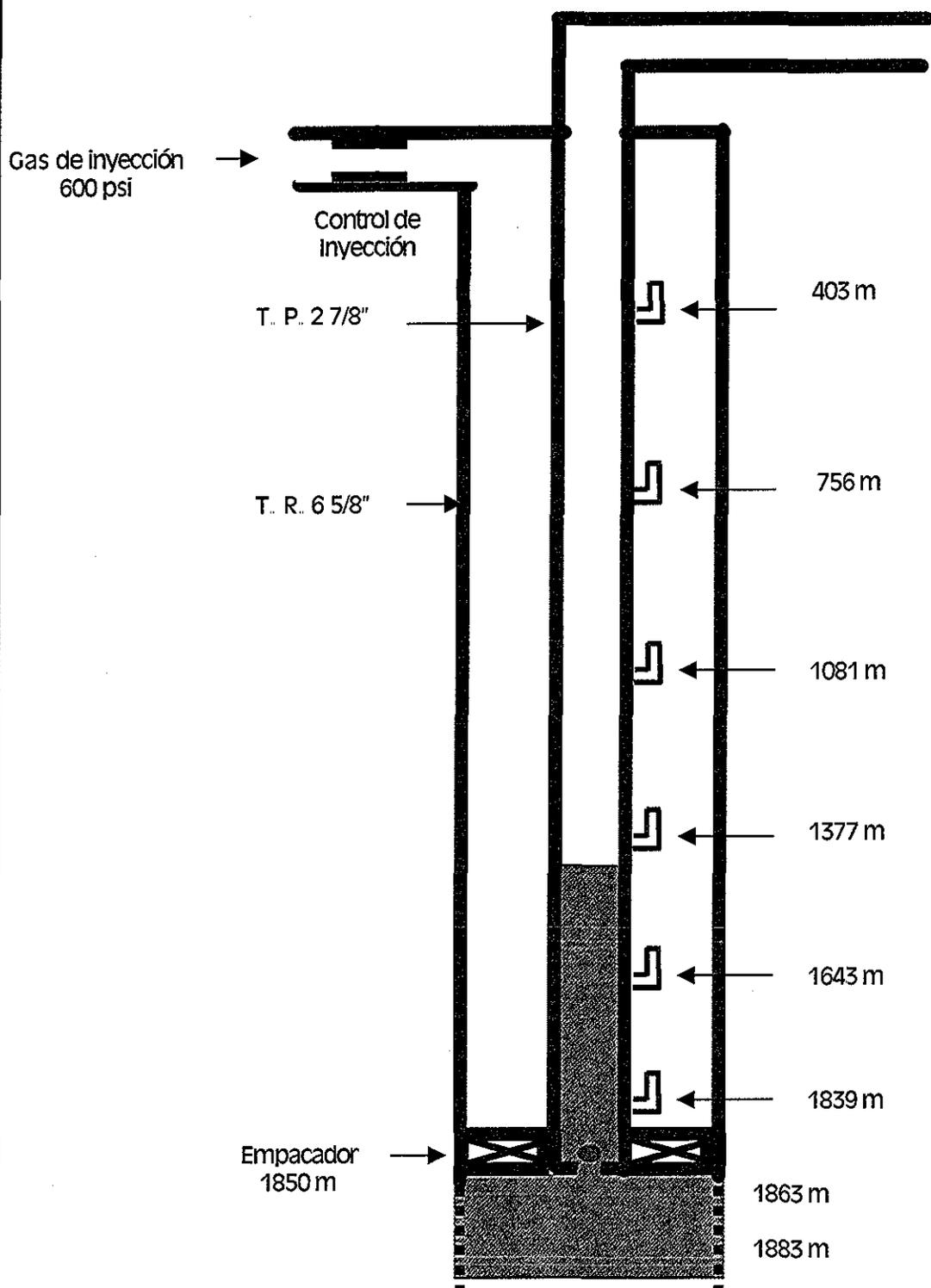


Fig. 28 Arreglo físico del pozo Constituciones 156

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

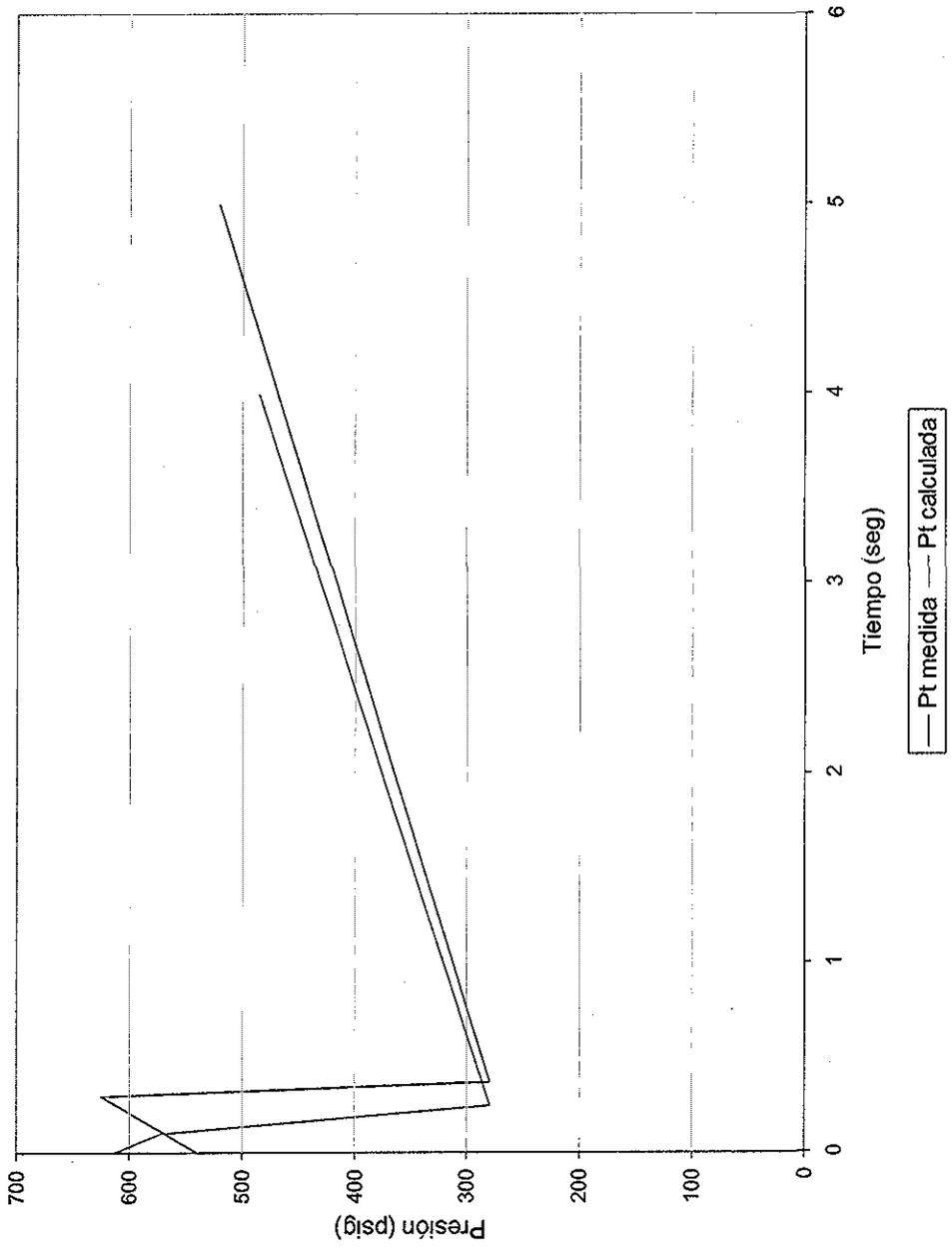


Fig. 29 Comparación de Presión en T.P. Pozo Constituciones 156

TESIS CON FALLA DE ORIGEN

VII.7 Resumen de resultados

En la mayoría de los casos comparados, lo predicho contra los datos medidos de producción de líquido son muy aproximados; y es importante hacer notar que los datos de prueba usados para validar el modelo fueron independientes unos de otros, además, el modelo desarrollado en este estudio es independiente de cualquiera de ellos. Basado en todas las comparaciones discutidas, se concluye que el modelo desarrollado en este estudio es una representación razonable del sistema físico del bombeo neumático intermitente.

Después de iniciar la validación, el modelo mecánico desarrollado fue usado para hacer un análisis de sensibilidad para analizar el comportamiento del sistema y los efectos de los diferentes parámetros de operación. Se obtuvieron muchos resultados interesantes, los cuales son útiles en el diseño y optimización de un sistema de bombeo neumático intermitente.

Para analizar el efecto de una variable en particular sobre el sistema completo, algunas de las variables de entrada del modelo mecánico se dejan fijas. Las variables de entrada pueden ser divididas en dos categorías; controlables y no controlables.

Las variables controlables incluyen:

- Volumen de inyección de gas por ciclo
- Diámetro del orificio de la válvula
- Carga en la tubería
- Presión de operación en la superficie
- Presión en la cabeza del pozo y
- Diámetro del orificio superficial de inyección.

Las variables no controlables son:

- Profundidad del pozo
- Diámetro de la tubería
- Presión promedio del yacimiento
- Índice de productividad
- Porcentaje de agua

Diámetro de la tubería de revestimiento y
Propiedades de los fluidos

Esta clasificación de variables controlables y no controlables puede cambiar bajo diferentes condiciones. Una variable puede cambiar de clasificación para diferentes casos. Sin embargo, las variables listadas en el primer grupo; el diámetro de la tubería, y la presión promedio del yacimiento en el segundo grupo son los parámetros más importantes en el sistema de bombeo neumático.

CONCLUSIONES

Se desarrolló un modelo mecanístico para representar el proceso de bombeo neumático intermitente, basado en la física real del proceso y en principios fundamentales de conservación de masa y de cantidad de movimiento, haciendo en cada etapa del proceso un balance de éstos.

Este modelo consiste de ecuaciones diferenciales ordinarias y parciales, para cada componente del sistema, en cada etapa. El sistema de ecuaciones es resuelto usando el método de integración de Euler, ya que enfatiza más en la solución del sistema físico.

El modelo toma en cuenta el comportamiento de afluencia del pozo y se considera la entrada de fluidos del yacimiento durante todo el proceso; se consideran también las propiedades de los fluidos y el comportamiento en la sarta de tubería, espacio anular, válvula de inyección, control superficial de inyección y varios mecanismos de control del bombeo neumático intermitente.

Se emplearon correlaciones usuales para el cálculo de propiedades de los fluidos, así como para la obtención del arrastre del líquido, seleccionándose las más adecuadas para representar las condiciones reales en el proceso de bombeo neumático intermitente.

El modelo fue validado usando datos experimentales obtenidos de investigaciones previas acerca del sistema de bombeo neumático intermitente y se ajustó con muy buena aproximación a los datos medidos, tanto en comportamiento de presiones como para el caso de las producciones; también se compararon datos de pozos reales del campo Altamira, encontrándose aproximaciones en las curvas de comportamiento en cuanto a magnitud y forma, sin embargo no con la aproximación deseada en cuanto a los tiempos por ciclo, esto debido a los errores de medición inherentes en campo.

El modelo es capaz de predecir características detalladas del ciclo y el comportamiento del sistema, por consiguiente puede ser usado para diseñar un nuevo sistema o para optimizar uno existente.

Es importante señalar que aunque el trabajo conduce a resultados con una magnífica aproximación, aun es mejorable y se pueden agregar elementos para obtener resultados con una mayor exactitud.

NOMENCLATURA

- a : Coeficiente de velocidad de la burbuja
- A_b : Area transversal del fuelle de la válvula, (pg^2)
- $A_B = \pi(r-y)^2$: Area transversal de la burbuja de gas, (pie^2)
- A_p : Area del orificio de la válvula, (pg^2)
- API : Densidad específica, ($^\circ API$)
- A_t : Area de la sección transversal de la tubería, (pie^2)
- b : Velocidad de ascenso de la burbuja en la columna de líquido, (pie/seg)
- B : Propiedad extensiva del fluido (masa, cantidad de movimiento, etc.)
- C_D : Coeficiente de descarga del orificio del control, (se usa 0.865)
- d : Diámetro de la tubería, (pie)
- d : Diámetro de la tubería, ($pies$)
- dA : Elemento de superficie de control
- D_{est} : Diámetro del orificio del control de inyección, (pg)
- D_{orif} : Diámetro del orificio de la válvula, (pg)
- dV : Elemento de volumen de control
- f : Factor de fricción de Moody
- F : Fuerza resultante actuando en el sistema
- F_a : Factor de expansión térmica del plato del orificio, (se usa 1)
- f_B : Factor de fricción del gas
- f_g : Factor de fricción del gas
- $FGOR$: Relación gas aceite
- g : Aceleración de la gravedad, ($32.16 pie/seg^2$)
- L : Longitud de la película, (pie)
- M : Masa molecular del gas
- m : Masa en una pequeña porción del fluido
- n : Vector unitario normal a la superficie de control
- N_{Re} : Número de Reynolds
- $P(t_n, z_i)$: Presión del gas al tiempo t_n y el nodo espacial z_i , (psi)
- $P(t_n, z_{i-1})$: Presión del gas al tiempo t_n y el nodo espacial z_{i-1} , (psi)
- $P(t_{n+1}, z_i)$: Presión del gas al tiempo t_{n+1} y el nodo espacial z_i , (psi)

$P(t_{n+1}, z_{i-1})$: Presión del gas al tiempo t_{n+1} y el nodo espacial z_{i-1} , (psia)
 P_b : Presión en el punto de burbujeo, (psia)
 P_{B1} : Presión en el fondo de la burbuja de gas, (psia)
 P_{B2} : Presión en la parte superior de la burbuja, (psia)
 P_{bf} : Presión del gas en la interfaz, (psia)
 P_{C1} : Presión corriente abajo del control, (psia)
 P_{C2} : Presión superficial de apertura, (psia)
 P_{c2} : Presión en el espacio anular a la profundidad de la válvula, (psia)
 P_d : Presión en el domo de la válvula, (psia)
 P_{gd} : Presión de gas a la profundidad, (psia)
 P_{gs} : Presión de gas en la superficie, (psia)
 PI : Índice de productividad, (bls/día/psi)
 P_l : Presión del líquido en la interfaz, (psia)
 P_L : Presión en el fondo del área cilíndrica de la película, (psia)
 P_o : Presión en la parte superior del área cilíndrica de la película, (psia)
 p_{pr} : Presión pseudoreducida
 P_r : Presión promedio del yacimiento, (psia)
 P_{SO} : Presión superficial de apertura, (psia)
 P_{wf} : Presión de fondo fluyendo, (psia)
 q : Gasto de flujo de líquido del yacimiento, (pie³/seg)
 Q : Producción diaria de líquido, (bls/día)
 q : Gasto fuera de la película, (lbm/seg)
 Q_{max} : Producción máxima diaria, cuando P_{wf} es cero, (bls/día)
 Q_{yac} : Gasto de flujo del yacimiento determinado del IPR, (bls/día)
 r : Radio interno de la tubería, (pie)
 R : Radio de la tubería
 R_o : Radio interior de la superficie de la película de líquido
 sc : Superficie de control
 T : Temperatura de interés, (°R)
 t : Recíproco de la temperatura pseudoreducida, (T_{pc}/T)
 T : Temperatura promedio en el espacio anular, (°R)
 T_{C2} : Temperatura en la superficie, (°R)
 T_d : Temperatura a la profundidad, (°R)
 T_s : Temperatura en la superficie, (°R)

T_{SO} : Temperatura en la superficie, ($^{\circ}R$)
 v : Velocidad del fluido
 v : Velocidad del fluido relativa al sistema fijo coordenado
 v_B : Velocidad de la burbuja de gas, (pie/seg)
 v_C : Velocidad superficial del gas en el núcleo, (pie/seg)
 v_C : Volumen de control
 $v_C(t_n, z_i)$: Velocidad del gas al tiempo t_n y el nodo espacial z_i , (pie/seg)
 $v_C(t_{n+1}, z_i)$: Velocidad del gas al tiempo t_{n+1} y el nodo espacial z_i , (pie/seg)
 v_E : Velocidad superficial del líquido arrastrado en el núcleo de gas, (pie/seg)
 v_f : Velocidad de la película, (pie/seg)
 v_l : Velocidad del líquido, (pie/seg)
 $v_r = v - v_s$ Velocidad relativa del fluido (a la superficie de control)
 v_s : Velocidad de la superficie de control relativa al sistema fijo coordenado
 W_E : Gasto másico de líquido arrastrado, (lbm/seg)
 $W_E(t_n, z_i)$: Arrastre en el nodo espacial z_i y tiempo t_n , (lbm/seg)
 $W_E(t_n, z_{i-1})$: Arrastre en el nodo espacial z_{i-1} y tiempo t_n , (lbm/seg)
 W_g : Gasto másico de gas en el núcleo, (lbm/seg)
 $W_g(t_n, z_i)$: Gasto de flujo de gas al tiempo t_n y el nodo espacial z_i , (lbm/seg)
 $W_g(t_{n+1}, z_i)$: Gasto de flujo de gas al tiempo t_{n+1} y el nodo espacial z_i , (lbm/seg)
 Y : Factor de expansión del gas
 y : Densidad reducida
 y : Espesor de la película de líquido, (pie)
 Z : Factor de compresibilidad promedio
 z_B : Longitud de la burbuja de gas, ($pies$)
 Z_d : Factor de compresibilidad a T_d y P_{gd}
 z_l : Posición de la parte superior del bache medida desde la superficie, ($pies$)
 z_p : Altura media de la cabeza del pozo a la válvula de inyección ($pies$)
 Z_s : Factor de compresibilidad a T_s y P_{wh}
 z_v : Profundidad de la válvula de inyección, ($pies$)

μ : Viscosidad del líquido, (cp)
 β : Relación de diámetros de orificio y línea de inyección
 ρ : Densidad del fluido
 $\delta = \varepsilon R$: Espesor de la película, (pie)
 ρ_B : Densidad del gas promedio en la burbuja de gas, (lbm/pie³)
 ρ_{C2} : Densidad del gas de inyección medida a P_{C2} y T_{C2} , (lbm/pie³)
 ρ_E : Densidad del líquido arrastrado, (lbm/pie³)
 γ_g : Gravedad específica del gas de inyección
 μ_g : Viscosidad del gas, (cp)
 $\rho_g(t_n, z_i)$: Densidad del gas al tiempo t_n y el nodo espacial z_i , (lbm/pie³)
 $\rho_g(t_{n+1}, z_i)$: Densidad del gas al tiempo t_{n+1} y el nodo espacial z_i , (lbm/pie³)
 ρ_{gd} : Densidad del gas a la profundidad de la válvula, (lbm/pie³)
 γ_{gf} : Densidad específica del gas libre
 ρ_{gs} : Densidad del gas en la superficie, (lbm/pie³)
 τ_i : Esfuerzo cortante en la interfaz gas-líquido, (psi/pie)
 ρ_l : Densidad del líquido, (lbm/pie³)
 ΔP : Caída de presión a través del codo, (psi)
 τ_{rz} : Esfuerzo cortante debido al flujo, (psi/pie)
 ρ_{SO} : Densidad del gas de inyección medida a P_{SO} y T_{SO} , (lbm/pie³)
 Δt : Intervalo de tiempo (lapso) local, (seg)
 $\delta t = 0.005$ seg
 τ_w : Esfuerzo cortante en la pared, (psi/pie)
 Δz : Longitud del segmento de tubería, (pie)
 $\Delta z = z_2 - z_1$: Una pequeña sección de la tubería, (pie)
 \bar{v}_g : Velocidad promedio del gas, (pie/seg)
 $\bar{\rho}_g$: Densidad promedio del gas en la tubería, (lbm/pie³)
 $m_{estrang}$
 $m_{válv}$: Flujo másico de gas a través del control superficial, (lbm/seg)
: Flujo másico de gas a través del control superficial, (lbm/seg)
 ε : Rugosidad absoluta de la tubería, (pie)

REFERENCIAS

1. Brown, K.E. and Jessen, F.W.: "Evaluation of valve port size, surface chokes and fluid Fall-Back in intermittent gas-lift installations." J.P.T. (March 1962) 315-22; Trans. AIME 225.
2. White, G.W. et al.: "An analytical concept of the static and dynamic parameters of intermittent gas lift."; J.P.T. (March 1963) 301-08; Trans. AIME 228
3. Brill, J.P., Doerr, T.C. and Brown, K.E.: "An analytical description of liquid slug flow in small-diameter vertical conduits."; J.P.T. (March 1967) 419-32; Trans. AIME 240.
4. Doerr, T.C.: "Experimental study of liquid loss in intermittent gas-lift systems."; PhD dissertation, U. De Texas (1972).
5. Neely, A.B., Montgomery, J.W. and Vogel, J.V.: "A Field Test and Analytical Study of Liquid Loss in Intermittent Gas Lift"; SPEJ (Oct. 1974), 502-12; Trans., AIME 257
6. Fernandez, Orlando E.: "Hydrodynamic Model for Intermittent Gas Lifting of Viscous oil"; University of Tulsa, Msc. 1982
7. Schmidt, Z. et al.: "Hydrodynamic Model for Intermittent Gas Lifting of Viscous Oil." J.P.T. (March 1984) 475-85.
8. Flores M., J.S.: "Análisis y diseño del bombeo neumático intermitente mediante un simulador" Tesis; DEPMI, U.N.A.M. (1992)
9. Liao, T. et al.: "Investigation of Intermittent Gas Lift by Using Mechanistic Modeling". SPE 29454 (April 1995), 105-115
10. Oropeza V., C.: "Simulación del fenómeno de levantamiento de líquidos en pozos de bombeo neumático intermitente"; Tesis, DEPMI, U.N.A.M. (1996)
11. White, F. M.: *Fluid Mechanics*; McGraw-Hill, Inc. (1979)

12. Moe, J. et al.: "Severe Slugging in Offshore Gas-Condensate Flowline-Riser Systems"; Multi-phase Flow –Proceedings of the 4th International Conference, 527-560.
13. Hughmark, G. A.: "Film Thickness, Entrainment and Pressure Drop in Up-ward Annular and Dispersed Flow"; AIChE J. (1973) 19, No. 5, 1062-64.
14. Bird, R. B., Stewart, W. E., and Lightfoot, E. N.: *Fenómenos de Transporte*; John Wiley & Sons Inc. (New York City), 1960.
15. Neiberding, M. et al.: "Normalization of Nitrogen-Loaded Gas-Lift Valve Performance Data"; Paper SPE, 20673
16. Acuna, H. G. et al.: "Normalization of One Inch Nitrogen Charged Pressure Operated Gas-Lift Valves"; MS thesis, University of Tulsa, (1989).