

21
ZES



**UNIVERSIDAD NACIONAL AUTÓNOMA
DE MÉXICO**

FACULTAD DE INGENIERÍA

**“ LA HIDRAULICA EN LA PERFORACION
DE POZOS PETROLEROS ”**

T E S I S

**QUE PARA OBTENER EL TITULO DE:
INGENIERO PETROLERO
P R E S E N T A ,
JUAN MANUEL SANTANA NORIEGA**



MEXICO, D. F.

1995

FALLA DE ORIGEN

**TESIS CON
FALLA DE ORIGEN**



Universidad Nacional
Autónoma de México

Dirección General de Bibliotecas de la UNAM

Biblioteca Central



UNAM – Dirección General de Bibliotecas
Tesis Digitales
Restricciones de uso

DERECHOS RESERVADOS ©
PROHIBIDA SU REPRODUCCIÓN TOTAL O PARCIAL

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

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



UNIVERSIDAD NACIONAL
AUTÓNOMA DE MÉXICO

FACULTAD DE INGENIERIA
DIRECCION
60-1-001

SR. JUAN MANUEL SANTANA NORIEGA
Presente

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

LA HIDRAULICA EN LA PERFORACION DE POZOS PETROLEROS

- I INTRODUCCION
- II DEFINICION Y CONCEPTOS DE LA HIDRAULICA
- III REOLOGIA DE LOS FLUIDOS DE PERFORACION
- IV PERDIDAS DE PRESION POR FRICCION EN EL SISTEMA CIRCULATORIO DEL POZO
- V OPTIMIZACION DE LA HIDRAULICA
- VI CAPACIDAD DE ACARREO DE LOS RECORTES DE FORMACION
- VII CONCLUSIONES
- VIII APENDICE
- IX BIBLIOGRAFIA

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

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

Atentamente
"POR MI RAZA HABLARA EL ESPIRITU"
Ciudad Universitaria, a 11 de enero de 1966
EL DIRECTOR

ING. JOSE MANUEL COVARRUBIAS SOLIS

JMCS:RFR/66



UNIVERSIDAD NACIONAL AUTONOMA DE MEXICO

FACULTAD DE INGENIERIA

UNIVERSIDAD NACIONAL
AVENIDA DE
MEXICO

TEMA DE TESIS:

LA HIDRAULICA EN LA PERFORACION DE POZOS PETROLEROS

REALIZADA POR:

Juan Manuel Santana Noriega

8319867-2

Firmas de conformidad del jurado:

PRESIDENTE: Ing. Walter Friedeberg Merzbach

VOCAL: Ing. Salvador Macías Herrera

SECRETARIO: Ing. José Martínez Pérez

1ER. SPTE.: M. I. Rafael Rodríguez Nieto

2DO. SPTE.: Ing. Néstor Martínez Romero

Cd. Universitaria, Diciembre de 1995.

AGRADECIMIENTOS

A MIS PADRES:

**ERASTO MELQUIADES SANTANA JIMÉNEZ
TERESA NORIEGA VILLA**

**LES BRINDO ESTE TRABAJO COMO UNA RESPUESTA A SU PACIENCIA Y
COMPRESIÓN, EL CUAL PARA MI REPRESENTA EL RESULTADO DE SUS
VALIOSOS CONSEJOS QUE ME ALENTABA A SEGUIR ADELANTE, NO
IMPORTANDO LOS OBSTÁCULOS QUE SE PRESENTARAN. POR ELLO GRACIAS,
GRACIAS POR DARME LA VIDA, POR DARME UNA EDUCACIÓN, POR
ENSEÑARME LA RECTITUD, DISCIPLINA Y GRACIAS POR SER ALGO MAS QUE
PADRES, SER MIS MEJORES AMIGOS:**

MUCHAS GRACIAS, LOS QUIERO MUCHO.

A MI ESPOSA:

MARÍA ALEJANDRA PANIAGUA GARCÍA

**ALEJANDRA QUERO AGRADECERTE TANTOS AÑOS DE AMOR QUE
NENOS COMPARTIDO Y HONRRARTE CON ESTE TRABAJO QUE NUNCA
HUBIERA TERMINADO SIN TI. ERES UNA EXCELENTE MUJER Y QUERO QUE
COMPARTAS CON MIGO ESTE MOMENTO DE FELICIDAD, ME SIENTO MUY
ORGULLOSO DE TENERTE A MI LADO, GRACIAS MI AMOR POR APOYARME,
POR LA PACIENCIA QUE ME MOSTRASTE, POR EL IMPULSO QUE ME DABAS
EN MOMENTOS EN LOS QUE YO ME ENCONTRABA DERROTADO. ESTOY
SEGURO QUE EN TI ENCONTRÉ A LA MUJER IDEAL, MI COMPAÑERA EN LOS
BUENOS Y LOS MALOS MOMENTOS, MI COMPAÑERA EN LA ESCUELA , MI
COMPAÑERA DE TEBIS Y MI COMPAÑERA DE TODA LA VIDA.**

TE AMO.

A MIS HIJAS:

**ZENYACET SANTANA PANIAGUA
JEATZI SANTANA PANIAGUA
AMEYALI SANTANA PANIAGUA.**

QUERO QUE SEPAN QUE SU PAPA ESTA MUY ORBULLOSO DE TENER UNAS CHQUITAS COMO USTEDES, QUE DESDE QUE NACIERON FUERON UN ALIENTO MAS PARA LOGRAR MIS PROPÓSITOS, USTEDES JUNTO CON SU MAMA, SON PARTE IMPORTANTE PARA QUE CONSIGUIERA PASAR ESTA META Y ESTOY SEGURO DE QUE LO SEGUIRÁN SIENDO PARA ATRAVESAR LOS OBSTÁCULOS QUE FALTAN POR VENIR. MUCHAS GRACIAS PEQUEÑITAS LAS QUERO MUCHO.

PARA MIS HIJAS, LAS LLEVO EN MI CORAZÓN

A MIS HERMANOS:

**MELQUIADES SANTANA NORIEGA
JOSÉ MANUEL SANTANA NORIEGA
MARFELIA SANTANA NORIEGA
DIOCELINA SANTANA NORIEGA
GUADALUPE SANTANA NORIEGA**

**A MIS HERMANOS QUERO AGRADECER SU APOYO INCONDICIONAL,
PACIENCIA Y SU FE EN MI, DE QUE LO LOGRARÍA; PUES BIEN MIS HERMANOS
AQUÍ ESTÁN LOS RESULTADOS, GRACIAS POR HABER CREÍDO EN MI, POR
CONSERVAR UNA ARMONÍA EN LA FAMILIA, POR NO PERMITIR QUE SE
DESVIARAN LOS CAMINOS DE ALGÚN MIEMBRO DE LA FAMILIA Y GRACIAS
POR SER UNOS HERMANOS EJEMPLARES, EXCEPCIONALES Y AMIGOS, UNOS
GRANDES AMIGOS.**

LES OFREZCO ESTE TRABAJO DE TODO CORAZÓN

RECONOCIMIENTOS

A LA FAMILIA: PANIAGUA GARCÍA

UN RECONOCIMIENTO ESPECIAL QUIERO BRINDAR A LA FAMILIA PANIAGUA GARCÍA, QUIENES ME OFRECIERON LA MANO DE TODO CORAZÓN Y ME DIERON UN APOYO SIN LIMITES, YO LE DEBO A ESTA FAMILIA UN GRAN RESPETO Y ADMIRACIÓN Y QUIERO QUE ACEPTEN MI MAS SINCERO AGRADECIMIENTO, POR TODOS LOS AÑOS QUE ME HAN DADO ESTE ENORME APOYO; NO ENCUENTRO PALABRAS PARA AGRADECER LA PACIENCIA QUE TUVIERON, LOS ALIENTOS DE OPTIMISMO QUE ME MOSTRARON Y SU APORTE MORAL QUE ES ALGO MUY VALIOSO PARA MI. POR TODO ESTO Y POR MUCHO MAS LA FAMILIA PANIAGUA GARCÍA Y EN ESPECIAL LA SEÑORA AURORA GARCÍA GUERRERO MERECE UNO DE LOS MAS GRANDES HONORES, YO ME SIENTO MUY ORGULLOSO POR HABER CONVIVIDO CON ELLOS POR QUE ES UNA GRAN FAMILIA.

DE VERDAD LOS APRECIO

A LA FAMILIA: JIMÉNEZ GARCÍA

QUIERO AGRADECER Y A LA VEZ RECONOCER EL VALIOSO APOYO DE MI AMIGO MIGUEL ÁNGEL JIMÉNEZ GARCÍA, A SÍ COMO A TODA LA FAMILIA JIMÉNEZ GARCÍA POR SU GENEROSIDAD PARA QUE YO PUDIERA CONFORMAR ESTE TRABAJO, GRACIAS POR SU COMPRENSIÓN Y SU CONFIANZA. DETALLES QUE HACEN SER A LA FAMILIA JIMÉNEZ GARCÍA COMO UNA FAMILIA NOBLE Y SENCILLA QUE MERECE GRANDES RECONOCIMIENTOS DE MI PARTE. POR ELLO GRACIAS MIGUEL POR TENER UNA FAMILIA ASÍ Y QUIERO QUE SEPAS QUE EN MI FAMILIA SIEMPRE TENDRÁN UNA GRAN AMISTAD POR QUE USTEDES SON AMIGOS DE VERDAD.

GRACIAS LES BRINDO HONORES.

AL DIRECTOR DE LA TESIS:

ING. RAÚL MARTÍNEZ GONZALES

QUERO OFRECER UN HOMENJE A LA MEMORIA DE QUIEN EN VIDA FUERA UN VALIARTE IMPORTANTE EN LA ELABORACIÓN DE ESTA TESIS, AL INGENIERO RAÚL MARTÍNEZ GONZALES QUE APARTE DE SER UN GUIA FUE UN COMPAÑERO DE TRABAJO QUE GRACIAS A SUS CONOCIMIENTOS SE HIZO POSIBLE LA ELABORACIÓN DE ESTA TESIS. LE ESTOY MUY AGRADECIDO INGENIERO, GRACIAS POR SER MI PROFESOR, GRACIAS POR SER MI DIRECTOR Y POR SER UN BUEN AMIGO, MIS COMPAÑEROS, AMIGOS Y EN ESPECIAL MI FAMILIA TE RECORDAREMOS SIEMPRE.

DONDE QUIERA QUE ESTES RAÚL, GRACIAS.

A MIS PROFESORES:

QUENES DESDE LOS INICIOS DE MI EDUCACIÓN SUPIERON ENSEÑARME CON AFÁN DE QUE APRENDIERA, Y POR QUE DE ELLOS SE DEBE SIEMPRE ESTAR ORGULLOSO POR QUE SIN SU LABOR NO HUBIERA LOGRADA ALCANZAR ESTA META. A TODOS LES OFREZCO ESTE TRABAJO, EN ESPECIAL A EL M.I JOSÉ MARTINEZ PEREZ POR SU VALIOZA ASESORIA; CON EL MÁS DE LOS RESPETABLES HONORES.

GRACIAS "MAESTROS"

A MI ESCUELA:

DEDICO A LA UNAM MI ALMA MATER Y A TODOS LOS PLANTELES DONDE RECIBÍ EDUCACIÓN, UN RECONOCIMIENTO CON HONOR Y ADMIRACIÓN, POR PERMITIRME ENTRAR EN SUS AULAS Y TOMAR DE LAS MISMAS SUS APRECIABLES CONOCIMIENTOS.

LES AGRADEZCO CON EL MAYOR DE LOS RESPETOS

CONTENIDO

INTRODUCCIÓN	pág.
CAPÍTULO I DEFINICIÓN Y CONCEPTOS DE LA HIDRÁULICA	1-1
1.1 Presión Hidrostática	1-1
1.1.1 Presión Hidrostática en Columnas Complejas de Fluido	1-2
1.1.2 Presión Hidrostática en Columnas de Gas	1-3
1.2 Importancia de la Hidráulica en la Perforación.	1-4
1.2.1 Control de las Presiones de Subeolo.	1-5
1.2.2 Aporta Efectos de Flotación e la Serie. de Perforación y Tuberías de Revestimiento.	1-5
1.2.3 Minimiza la Erosión del Agujero	1-5
1.2.4 Remueve los Recortes del Pozo	1-5
1.2.5 Incrementa el Ritmo de Perforación	1-5
1.2.6 Determinación del Tamaño del Equipo Superficial de Bombeo.	1-7
1.2.7 Controlar las Presiones de Empuje y Succión	1-7
1.2.8 Prevé el Control del Pozo Durante la Presencia de un Brote	1-8
1.3 Efectos de la Hidráulica en el Ritmo de Perforación	1-8
1.4 Elementos de la Hidráulica.	1-11
1.4.1 Gasto	1-12
1.4.2 Potencia Hidráulica Disponible y Limitaciones de Presión	1-12
1.4.3 Relación Gasto-Presión	1-13
1.4.4 Fluido de Perforación	1-13
1.5 Circuito Hidráulico	1-14

NOMENCLATURA
BIBLIOGRAFÍA

I-16
I-19

CAPÍTULO II REOLOGÍA DE LOS FLUIDOS DE PERFORACIÓN II-21

II.1 Definición y Conceptos Básicos II-21

II.2 Clasificación y Descripción de los Fluidos II-26

II.2.1 Fluidos Newtonianos II-26

II.2.2 Fluidos No-Newtonianos II-30

II.2.2.1 Plásticos de Bingham II-32

II.2.2.2 Seudoplásticos II-33

II.2.2.3 Dilatentes II-34

**II.2.2.4 Seudoplásticos y Dilatentes
con Punto de Cedencia II-36**

II.2.2.5 Tixotrópicos II-36

II.2.2.6 Reopéticos II-37

II.3 VICOSIMETRÍA II-38

II.3.1 Viscosímetro Capilar II-38

**II.3.1.1 Mecánica de Flujo en Viscosímetros
Capilares II-41**

II.3.1.2 Flujo Laminar de Fluidos Newtonianos II-43

**II.3.1.3 Flujo Laminar de Fluidos
No-Newtonianos II-44**

II.3.2 Viscosímetro Rotacional De Cilindros Coaxiales II-46

**II.3.2.1 Mecánica de Flujo en
Cilindros Coaxiales II-47**

II.3.2.2 Flujo Laminar en Fluidos Newtonianos II-48

II.3.2.3 Flujo Laminar de Fluido No-Newtonianos II-51

II.4 MODELOS REOLÓGICOS II-52

II.4.1 Modelo de Newton II-53

II.4.2 Modelo de Bingham II-54

II.4.3 Modelo de Ostwald- de Waele-Nutting II-56

II.4.4 Modelo de Herschel-Bulkley	II-80
II.4.5 Modelo de Robertson y Stiff	II-81
II.4.6 Modelo de Casson	II-81
II.4.7 Modelo de Ellis	II-82
II.4.8 Modelo de Sisko	II-82
II.4.9 Selección del Modelo Reológico	II-83

NOMENCLATURA	II-88
BIBLIOGRAFÍA	II-89

**CAPÍTULO III PÉRDIDAS DE PRESIÓN POR FRICCIÓN
EN EL SISTEMA CIRCULATORIO DEL POZO** III-71

III.1 Presión Superficial	III-72
---------------------------	--------

III.2 Etapas de Flujo	III-76
III.2.1 Flujo Laminar	III-76
III.2.1.1 Relación de Hagen-Poiseuille	III-78
III.2.2 Flujo Turbulento	III-78
III.2.3 Factor de Fricción	III-79
III.2.4 El Número de Reynolds	III-80

**III.3 Ecuaciones para la Determinación de las Pérdidas de
Presión por Fricción** III-81

III.3.1 Caídas de Presión en Conexiones Superficiales	III-81
III.3.2 Caídas de Presión en el Interior de la Barta	III-82
III.3.2.1 Modelo de Bingham para Interior de Tubería	III-83
III.3.2.2 Modelo de Ley de Potencias para Interior de Tubería	III-84
III.3.2.3 Modelo de Ley de Potencias con Punto de Cedencia para Interior de Tuberías	III-85
III.3.3 Caídas de Presión por Fricción en la Barrera	III-87
III.3.4 Caída de Presión por Fricción en el Espacio Anular	III-88
III.3.4.1 Modelo de Bingham para Espacio Anular	III-89

III.3.4.2 Modelo de Ley de Potencias para Espacio Anular	III-90
III.3.4.3 Modelo de Ley de Potencias con Punto de Cedencia para Espacio Anular	III-92
III.4 Método de Campo para Predecir la Caída de Presión por Fricción	III-101
III.4.1 Procedimiento para Determinar m y K con el Método de Campo	III-103
III.5 Densidad Equivalente	III-104
III.6 Procedimiento General de Cálculo para Determinar las Pérdidas de Presión por Fricción	III-106
NOMENCLATURA	III-108
BIBLIOGRAFÍA	III-113
CAPÍTULO IV OPTIMIZACIÓN DE LA HIDRÁULICA	IV-116
IV.1 Definición de Hidráulica Óptima	IV-116
IV.2 Criterios de Optimización	IV-117
IV.2.1 Máxima Potencia Hidráulica en la Barrera	IV-119
IV.2.2 Máxima Fuerza de Impacto Hidráulico	IV-122
IV.2.3 Máxima Velocidad en las Tobernas	IV-124
IV.3 Determinación de la Hidráulica Óptima	IV-127
IV.3.1 Procedimiento de Cálculo para Determinar la Hidráulica Óptima	IV-128
IV.4 Método Gráfico para la Determinación de la Hidráulica Óptima	IV-133
IV.4.1 Procedimiento de Cálculo del Método Gráfico	IV-134

NOMENCLATURA
BIBLIOGRAFÍA

IV-138
IV-141

**CAPÍTULO V CAPACIDAD DE ACARREO DE
LOS RECORTES DE FORMACIÓN**

V-143

- V.1 Análisis de las Velocidades Involucradas en
la Capacidad de Acarreo** **V-143**
 - V.1.1 Velocidad Anular** **V-143**
 - V.1.2 Velocidad Terminal de Asentamiento** **V-146**
 - V.1.3 Velocidad Promedio de Acarreo o
Velocidad de Deslizamiento de la Partícula** **V-146**

- V.2 Factores que Afectan la Capacidad
de Acarreo de los Recortes** **V-147**
 - V.2.1 Propiedades Físicas de los Lodos** **V-147**
 - V.2.2 Velocidad de Flujo en el Espacio Anular** **V-148**
 - V.2.3 Geometría del Pozo** **V-160**
 - V.2.4 Concentración de Recortes** **V-162**
 - V.2.5 Tamaño y Configuración de la Partícula** **V-163**
 - V.2.6 Velocidad de Rotación de
la Tubería de Perforación** **V-166**
 - V.2.7 Ritmo de Penetración de la Barrera** **V-166**

- V.3 Correlaciones para Determinar la Velocidad
de Asentamiento** **V-166**
 - V.3.1 Análisis para Fluidos Newtonianos** **V-166**
 - V.3.2 Análisis de Fluido No-Newtoniano** **V-161**
 - V.3.3 Correlación de Preston L. Moore** **V-162**
 - V.3.4 Correlación de Metzner y Reed** **V-164**
 - V.3.5 Correlación de Sze-Foo Chien** **V-166**
 - V.3.6 Correlación de Walker y Meyers** **V-166**
 - V.3.7 Correlación de H.Udo Zeldler** **V-166**

- V.4 Relación de Transporte** **V-171**

V.6 Procedimiento de Cálculo y Diagramas de Flujo	V-172
V.6.1 Procedimiento de Cálculo para la Correlación de Preston L. Moore	V-172
V.6.2 Procedimiento de Cálculo para la Correlación de Sze-Foo Chien	V-176
V.6.3 Procedimiento de Cálculo para la Correlación de Metzner y Read	V-179
V.6.4 Procedimiento de Cálculo para la Correlación de Walker y Mayes	V-182
V.6.5 Procedimiento de Cálculo para la Correlación de H.Udo Zeldler	V-185

NOMENCLATURA	V-188
BIBLIOGRAFÍA	V-191
CONCLUSIONES	
APÉNDICE	

INTRODUCCIÓN

En las operaciones de perforación, la hidráulica ha tenido un papel importante, y, desde los inicios de la perforación con barrenas de conos dentados, se ha vuelto más importante aún, ya que se han presentado en forma genérica los análisis de las propiedades del fluido y las condiciones de circulación.

Debido a los altos costos que involucran las operaciones de perforación, surge la necesidad de buscar nuevas alternativas operativas, como resultado de esa búsqueda se presenta la tecnología de la perforación y sus aplicaciones.

Desde los inicios de la impartición de la asignatura de Técnicas de Perforación de Pozos, en la Facultad de Ingeniería de la U.N.A.M., se hace necesario el crear un trabajo escrito que comprenda la mayoría de los temas del programa correspondiente.

Por lo tanto al presente trabajo se le trata de dar un carácter de texto de consulta para la asignatura Técnicas de Perforación de Pozos, y para otras áreas relacionadas con la hidráulica en la perforación. Aunque no sigue el programa general de dicha materia, si retoma algunos temas que en su mayoría son impartidos en el curso.

Así, en el Capítulo I se presenta un marco teórico donde inicialmente se plantean los conceptos y definiciones elementales de la hidráulica, para posteriormente analizar la importancia que tiene la aplicación de los sistemas hidráulicos en las operaciones de perforación. También en el

miembro capítulo se especifica el recorrido del fluido de perforación en el circuito hidráulico.

El Capítulo II comprende lo relacionado con la información reológica de los fluidos de perforación; para abordar este tema se tienen que plantear las siguientes interrogantes: ¿qué es reología?, ¿qué es un viscosímetro?, ¿qué es un modelo reológico?, y finalmente ¿cuál modelo reológico emplear?

En este capítulo se dará respuesta a estas interrogantes que comprenden una parte importante de la reología.

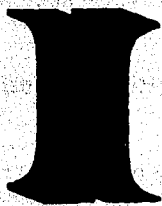
La fricción entre el fluido y las paredes tanto de la tubería como del pozo se revisan en el Capítulo III. En éste se da un panorama de cómo obtener las pérdidas de presión ocasionadas por las fricciones existentes. Con apoyo en los modelos reológicos, se muestran correlaciones para calcular las caídas de presión por fricción en cada sección del pozo. En este capítulo se estudia la densidad equivalente de circulación, elemento importante para los análisis de gradientes de fractura, y factor predominante en la limpieza del pozo.

En la optimización de la hidráulica se presentan los criterios para maximizar las variables involucradas en la mecánica del ritmo de perforación, que sirven a su vez para aprovechar las potencias de bombeo y las mismas propiedades del fluido. Todo con el objetivo de determinar un gasto y una área de toberas adecuados y por lo tanto conseguir la limpieza del fondo del pozo.

Finalmente el Capítulo V muestra la necesidad de limpiar el fondo del pozo, transportando los recortes de formación a la superficie de manera

eficiente. En esta parte se presentan las diversas correlaciones que determinan la capacidad de acarreo de los lodos; las cuales se centran en un mismo objetivo, la determinación de las velocidades de asentamiento de la partícula y su relación de transporte que resulta ser una medida excelente de la capacidad de acarreo de las partículas en un fluido de perforación. En esta sección, así como en los Capítulos III y IV, se presentan procedimientos de cálculo con sus respectivos diagramas de flujo, así como un ejemplo ilustrativo.

En el estudio de la hidráulica existen diversidad de temas relacionados con la perforación, pero debido a lo extenso de los mismos no son presentados en este trabajo. Sin embargo se trata de dar como ya se menciono un panorama general de la hidráulica en la perforación de pozos petroleros con carácter didáctico, aplicable y sencillo.



DEFINICIÓN Y CONCEPTOS DE LA HIDRÁULICA

El término Hidráulica designa aquella rama de la Mecánica que trata de las leyes que gobiernan el equilibrio y movimiento de los líquidos.

La mecánica de fluidos es muy importante para el estudio y desarrollo de la perforación. Uno de los estudios es el análisis de las altas presiones que se generan en toda la extensión del pozo y de los aparejos de tubería por la presencia de lodos y cementos. La presencia de estas presiones subsuperficiales debe tomarse en cuenta en casi todos los problemas que se encuentren relacionados con la perforación.

La hidráulica empírica enfocó su estudio al agua, limitando su alcance a ésta únicamente, pero con los avances en la industria petrolera surgió la necesidad de ampliar su tratamiento.

El objetivo específico es aplicar la hidráulica óptima, para el mejor aprovechamiento de la potencia superficial requerida para la circulación de los fluidos.

Con base en este objetivo se establecerá la relación entre las propiedades del fluido y las fuerzas hidrostáticas subsuperficiales presentes en el pozo.

Por otro lado, el sistema hidráulico tiene varios propósitos en las operaciones de perforación en el pozo. Sin embargo, su función básica se centra en el sistema del fluido de perforación (lodo). El sistema hidráulico tiene mucho efecto en el pozo, por lo tanto las razones para dirigir la atención en la hidráulica son prioritarias.

I.1 PRESIÓN HIDROSTÁTICA.

Una de las razones por las que se debe tener mucha atención en la hidráulica es la del análisis de la presión hidrostática; esta es un factor esencial para mantener el control de un pozo y prevenir descontrol.

En sentido práctico se define como la presión estática de una columna de fluido. Aunque el fluido es generalmente lodo, se puede incluir aire, gas natural, espuma, o lodos aerados.

La presión hidrostática de una columna de lodo es función del lodo, y de la profundidad vertical verdadera del pozo.

La forma más común de calcular la presión hidrostática es la siguiente:

$$P_h = 0.952\rho D \quad (1.1)$$

1.1.1 Presión Hidrostática en Columnas Complejas de Fluido.

Durante muchas operaciones de perforación, la columna de fluidos en el pozo contiene varias secciones de fluido con diferente densidad. Las variaciones de la presión con la profundidad de este tipo de columna de fluidos debe determinarse separando el efecto de cada segmento de fluido. Por ejemplo si se tiene la columna compleja como la que se muestra en la figura 1.1 se observa que la presión en la cima de la sección 1 es P_0 , entonces la presión en el fondo de la sección 1 puede calcularse con la ecuación:

$$P = 0.952\rho D + P_0 \quad (1.1.1)$$

Para la sección 1 $D = D_1 - D_0$, $\rho = \rho_1$ y $P = P_1$ quedando finalmente:

$$P_1 = 0.952\rho_1(D_1 - D_0) + P_0 \quad (1.1.2)$$

La presión en el fondo de la sección 1 es igual a la presión de la cima de la sección 2. Así la presión en el fondo de la sección 2 puede expresarse en términos de la presión en la cima de la sección 2.

$$P_1 = 0.952\rho_1(D_1 - D_0) + 0.952\rho_2(D_2 - D_1) + P_2 \quad (1.1.3)$$

En general, la presión P a cualquier profundidad vertical D puede expresarse por:

$$P = P_0 + 0.952 \sum \rho_i (D_i - D_{i-1}) \quad (1.1.4)$$

* La nomenclatura de las ecuaciones se encuentra en la página I-16

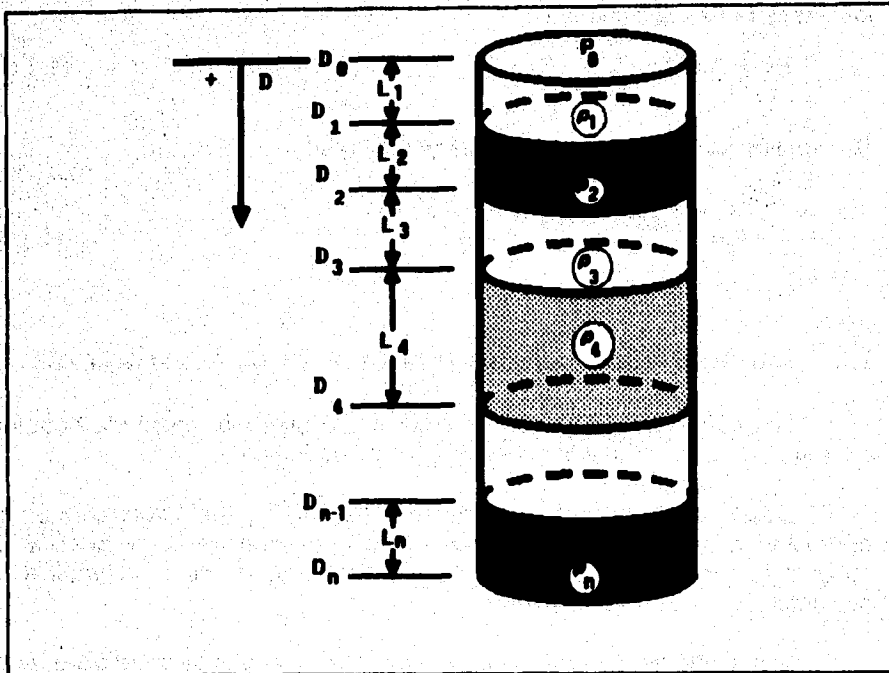


figura 1.1 Una columna compleja de líquido

Una aplicación importante de la ecuación de la presión hidrostática, es la determinación de la densidad apropiada del fluido de perforación. La columna del fluido en el pozo debe ser de densidad suficiente como para provocar que la presión en el pozo sea mayor a la presión de formación. Sin embargo, la densidad de la columna del fluido no debe ser excedida en su densidad pues se pueden provocar fracturamientos que originaría inducciones de brotes en el pozo.

1.1.2 Presión Hidrostática en Columnas de Gas.

En muchas operaciones de perforación, un gas está presente en al menos una porción del pozo. La variación de la presión con la profundidad en columnas estática del gas, es más complicada que en una columna estática de líquido, ya que la densidad del gas cambia al cambiar la presión.

El comportamiento del gas puede describirse usando la ecuación de los gases reales definida por:

$$PV = Z_nRT = Z \left(\frac{m}{M} \right) RT \quad (1.1.5)$$

Desarrollando esta ecuación se obtiene finalmente

$$P = P_o e^{M \left(\frac{D-D_o}{Z_nRT} \right)} \quad (1.1.6)$$

I.2 IMPORTANCIA DE LA HIDRÁULICA EN LA PERFORACIÓN.

Los cálculos hidráulicos fueron introducidos en la ingeniería petrolera en 1948, cuando fue usada la primer barrena de toberas.

Desde que los sistemas hidráulicos juegan un papel importante en las operaciones de perforación, los costos de operación de la perforación se minimizaron gracias al buen diseño y mantenimiento de la hidráulica de perforación.

Los sistemas hidráulicos se traducen prácticamente en el sistema de lodo en el pozo, ya sea en estado dinámico o en estado estático.

El estado estático se presenta cuando el lodo y el aparejo de perforación se encuentran en reposo; el estado dinámico ocurre cuando el fluido y el aparejo de perforación se encuentran en movimiento, resultado del bombeo de los fluido en el espacio anular y del movimiento de las tuberías. Otra condición de operación en el pozo que resulta importante es las de los viajes, en el cual el aparejo de tuberías esta siendo movido hacia arriba o hacia abajo dentro del fluido. Desde entonces se ha demostrado que contar con un programa hidráulico adecuado es de gran importancia al perforar un pozo petrolero. Considerando las fuertes inversiones económicas que se llevan a cabo al perforar un pozo, la optimización constituye un elemento indispensable en todas las operaciones llevadas a cabo.

Un diseño inadecuado de la hidráulica puede generar problemas como:

- ⊕ **Disminución del ritmo de perforación**
- ⊕ **Mala limpieza del pozo**
- ⊕ **Brotos o pérdidas de flujo.**

PAGINACION VARIA

COMPLETA LA INFORMACION

La importancia de tener un adecuado sistema hidráulico dará como resultado lo siguiente:

- ⊕ **Control de las presiones de subsuperficiales**
- ⊕ **Aportar efectos de flotación a la sarta de perforación y tubería de revestimiento.**
- ⊕ **Minimizar la erosión del agujero debido a la acción el lodo durante su movimiento.**
- ⊕ **Remover los recortes del pozo.**
- ⊕ **Incrementa el ritmo de perforación**
- ⊕ **Determina el tamaño del equipo superficial de bombeo.**
- ⊕ **Controla las presiones al escar o meter tubería.**
- ⊕ **Prevé el control del pozo durante brotes o pérdidas de circulación.**

1.2.1 Control de las Presiones de Subsuelo.

Como se menciona con anterioridad para mantener los fluido de formación en su zonas permeables es necesario que el fluido imparta una presión hidrostática ligeramente superior a la de la formación esto se logra conociendo las presiones de formación.

En la perforación de pozos, se pueden presentar zonas de presión anormal y normal. Las zonas de presión anormal se clasifican en altas y bajas, las que representan mayor peligro para las operaciones son las zonas anormales de alta presión. Para aumentar la presión hidrostática de la columna de fluido se debe tener conocimiento de donde existen estas zonas.

1.2.2 Aporta Efectos de Flotación a la Sarta de Perforación y Tuberías de Revestimiento.

El fluido de perforación ejerce en un efecto benéfico en el peso de la sarta de perforación o a la carga que mantiene el gancho. Cuando la tubería se baja en el interior del pozo, el sistema del lodo podrá soportar o flotar una parte del peso de la tubería.

El peso flotado de la sarta de perforación será menor que el peso de la tubería en el aire.

La fuerza de flotación es una función del volumen y el peso del fluido desplazado.

1.2.3 Minimiza la Erosión del Agujero

Un buen manejo del bombeo evita ensanchamientos del pozo, desviaciones, etc. Con flujos bajos, en régimen laminar se provocará mínima erosión en el pozo.

1.2.4 Remueve los Recortes del Pozo.

El retirar los fragmentos de roca perforada del fondo del pozo es una de las funciones principales del fluido de perforación. Los recortes perforados, los cuales se alojan en el lodo de perforación tienden a caer o asentarse en el fondo del espacio anular originando muchos problemas como pedregos de tubería, embolamientos de la barrena, etc.

La predicción de la velocidad con la que se asentarán los recortes es difícil debido a que la densidad de los recortes es muy variada, los cambios en las propiedades del lodo, y del régimen de flujo en el espacio anular, rara vez tienen una velocidad uniforme. Para este análisis nos apoyamos en varias correlaciones que establecen la velocidad de asentamiento de las partículas así como de su relación de transporte.

1.2.5 Incrementa el Ritmo de Perforación.

La limpieza "perfecta" del fondo del agujero se alcanza cuando todos los recortes generados por la barrena son removidos en el tiempo entre cada impacto de la barrena con la formación.

Sin embargo, las condiciones de limpieza perfecta son casi imposibles, por lo que generalmente, se tiene un efecto de remoción de recortes con la consecuente reducción de la velocidad de perforación.

En términos estrictos, la hidráulica (potencia, gasto, diámetro de toberas, etc.) no afecta a la velocidad de perforación en una forma directa, si no que solamente genera las condiciones propias para que otros factores trabajen.

1.2.6 Determinación del Tamaño del Equipo Superficial de Bombeo.

El gasto de bombeo esta en función del tipo de bomba, la longitud de la carrera, el número de emboladas por minuto, el diámetro de camisas, la eficiencia volumétrica, la dimensiones del vástago. En general un factor que afecta la hidráulica es el equipo disponible superficial, por ejemplo si los diámetros interiores del equipo a utilizar son muy reducidos, la caída de presión por fricción se incrementará. Otro efecto es cuando no se cuenta con la potencia necesaria para proporcionar la presión de bombeo de acuerdo a las caídas de presión calculadas en el sistema circulatorio.

1.2.7 Controlar las Presiones de Empuje y Succión.

El movimiento de tuberías en el interior del pozo (introducción o extracción) genera incrementos o decrementos de la presión impuesta en el fondo del pozo.

Debido a las propiedades reológicas del fluido de perforación, cuando las tuberías son movidas dentro del pozo, el fluido no puede ser desplazado a la misma velocidad con que se desplazan las tuberías; por esta razón se generan los cambios en la presión impuesta.

Desde el punto de vista de la mecánica de fluidos, no importa si el fluido se mueve a través de un conducto (tubería), o es la tubería la que se mueve en el seno de un fluido. De cualquier manera existirá una pérdida de presión por fricción.

Cuando la tubería se mueve hacia abajo en un pozo, el fluido de perforación debe moverse hacia arriba para expulsar la región que esta entrando por el nuevo volumen de la extensión de la tubería. La presión que se genera por el flujo ascendente del fluido que esta siendo desplazado hacia afuera del pozo debido a la introducción de un volumen de acero (tubería), se denomina **Presión de Empuje**.

La presión generada por la extracción de la tubería tiende a disminuir la presión en el fondo. Así mismo, un movimiento de tubería hacia arriba requiere de un movimiento de fluido hacia abajo, la presión debida al flujo descendente del fluido que tiende a llenar el espacio dejado por la tubería, cuando es extraída del pozo se le denomina **Presión de Succión**.

Esta presión es negativa, es decir tiene un efecto neto sobre la presión en el fondo, reduciéndola.

El patrón de flujo de fluidos en movimiento puede ser laminar o turbulento dependiendo de la velocidad a la cual se mueve la tubería. Es posible derivar ecuaciones matemáticas para las presiones de empuje y succión solo para el patrón de flujo laminar. Deberá usarse correlaciones empíricas si el patrón de flujo es turbulento.

1.2.8 Prevé el Control del Pozo Durante la Presencia de un Brote.

Durante las operaciones de control de pozos, la presión de fondo debe mantenerse a un valor ligeramente por arriba de la presión de formación mientras los fluidos de la formación se circulan del pozo. Esto se logra manteniendo una contrapresión en el espacio anular a través del uso de un estrangulador ajustable.

La relación entre la presión de fondo y la presión anular superficial durante las operaciones de control de pozos fue desarrollada al considerar la hidrostática, sin embargo por varias razones, la presión de formación excederá a la hidrostática del lodo y ocurrirá el brote. Un estudio de las razones de este desbalance de presiones explicará las causas de las presencias de los brotes.

1.3 EFECTOS DE LA HIDRÁULICA EN EL RITMO DE PERFORACIÓN.

A principios de 1948, se demostró con el uso de barrenas de toberas, junto con una planeación adecuada del programa hidráulico, que se podrían obtener incrementos substanciales en el ritmo de penetración.

Dentro de los factores que afectan a la velocidad de penetración se encuentran la hidráulica y las propiedades del fluido.

Estudios realizados sobre barrenas de arrastre dieron los siguientes resultados:

La velocidad de penetración es directamente proporcional a la velocidad en las toberas (velocidad de circulación constante)

LA HIDRÁULICA EN LA PERFORACIÓN DE POZOS PETROLIFEROS

La velocidad de penetración es directamente proporcional al volumen de circulación (velocidad de toberas constante). La figura 1.2 muestra la relación de la velocidad de perforación (R) y el peso sobre barrena (W) para diferentes velocidades de circulación en las toberas, para grandes pesos sobre barrena el comportamiento cambia y la relación no es muy directa.

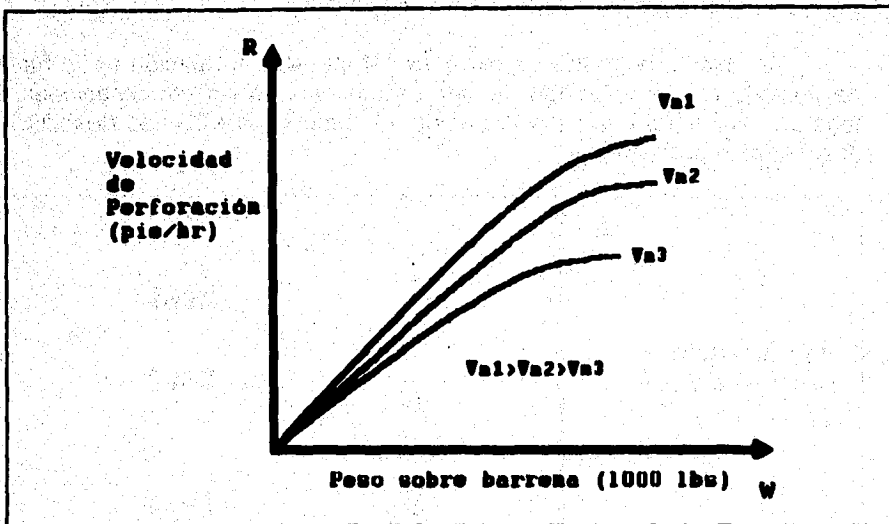


figura 1.2 Efecto de la velocidad del fluido en las toberas

El Ritmo de penetración en formaciones suaves se incrementa al aumentar la potencia hidráulica sobre la barrena, aun cuando existen dudas acerca de que si ese incremento se relaciona mejor con la fuerza de impacto.

Por lo tanto se tiene:

$$HPb \propto Q \cdot v_m$$

$$Fb \propto Q \cdot v_m$$

Es decir:

La potencia en la barrena así como la fuerza de impacto en la barrena son directamente proporcional al producto del gasto de flujo por la velocidad media de flujo en las toberas.

La figura 1.3 muestra el comportamiento de la potencia hidráulica en la barrena con respecto a la velocidad de perforación y el peso sobre barrena, aquí se observa que existe un punto en el que la relación proporcional se aparta del comportamiento lineal, si se incrementa en exceso el peso sobre barrena se puede originar una transición de un comportamiento constante del ritmo de penetración a un decremento en el mismo

Así mismo la gráfica de la figura 1.4 muestra la relación de la fuerza de impacto con la velocidad de perforación para varias combinaciones de toberas. Ajustando una línea promedio, el comportamiento que describe es directamente proporcional.

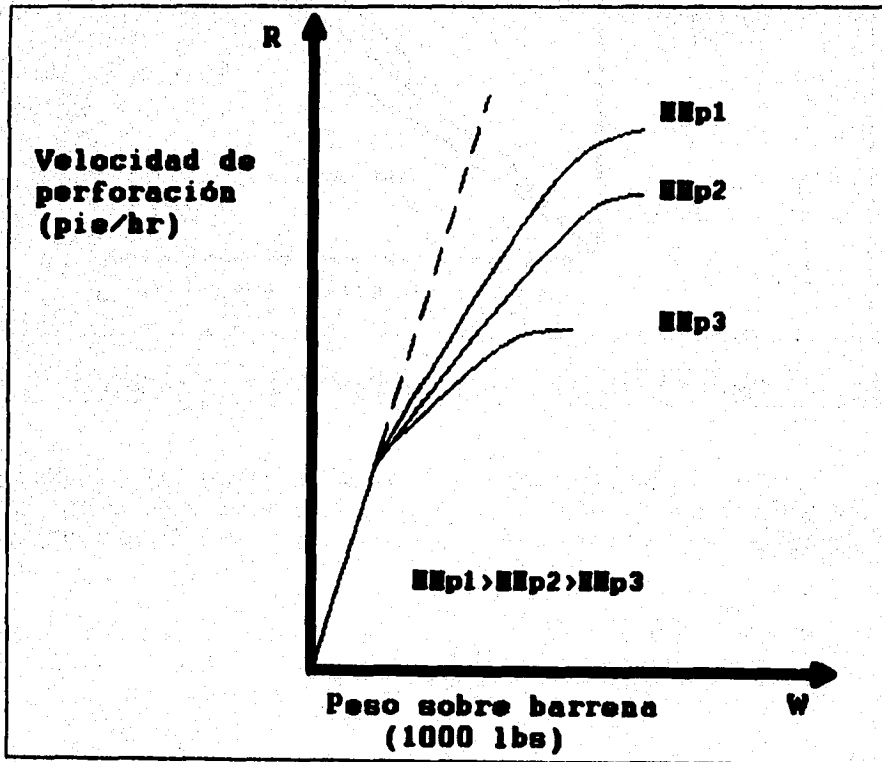


figura 1.3 Efecto de la potencia hidráulica sobre la velocidad de perforación

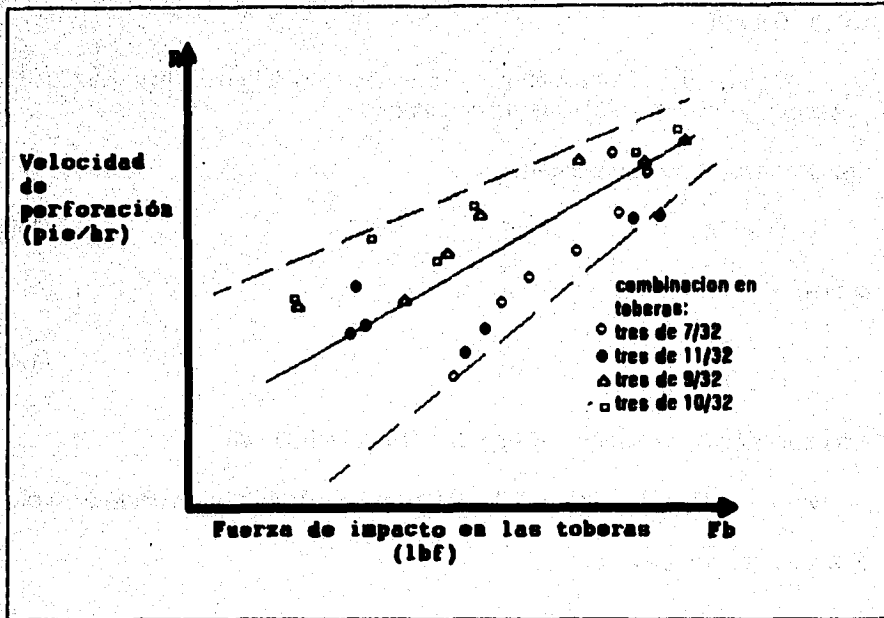


figura 1.4 Efecto de la fuerza de impacto en las toberas respecto al ritmo de perforación

Las figuras anteriores muestra el efecto de la hidráulica sobre el ritmo de perforación, al optimizar cualquier elemento de la hidráulica se incrementa notablemente el ritmo de perforación.

1.4 ELEMENTOS DE LA HIDRÁULICA

Los elementos de la hidráulica son:

- ⊕ Gastos de flujo,
- ⊕ Potencia hidráulica disponible y limitaciones de presión,
- ⊕ Relación gasto-presión y
- ⊕ Fluido de perforación

1.4.1 Gasto

Define la velocidad anular, de interior de tubería y las pérdidas de presión por fricción en el sistema circulatorio.

De la ecuación de continuidad:

$$Q = VA \quad (1.4.1)$$

o bien:

$$Q = \frac{V}{T} \quad (1.4.2)$$

La expresión que relaciona el tipo de bomba se basa en:

Gasto = Desplazamiento de la bomba x Aceleración de la bomba

Para bombas dúplex:

$$Q_b = 0.025474 [2D_c^2 - D_v^2] L, EvN \quad (1.4.3)$$

Para bombas triplex:

$$Q_b = 0.025474 [3D_c^2 L, EvN] \quad (1.4.4)$$

Así mismo el gasto de circulación está influenciado de forma directa por el diámetro del pozo, el diámetro de las toberas de perforación y la velocidad anular deseada.

1.4.2 Potencia Hidráulica Disponible y Limitaciones de Presión

La potencia hidráulica se puede definir como el trabajo por unidad de tiempo que el fluido desarrolla al moverse a través del sistema de circulación.

su expresión:

* La nomenclatura de las ecuaciones se encuentra en la página I-16

$$HP = \frac{PQ}{1714} \quad (1.4.5)$$

Por lo tanto la potencia hidráulica disponible define la velocidad del fluido a través de las toberas.

1.4.3 Relación gasto-presión

Define la potencia hidráulica que en la barrena esta dada por:

$$HP_b = \frac{\Delta P_b Q}{120.7} \quad (1.4.6)$$

Con el caballaje hidráulico en la bomba determinamos las pérdidas de presión por fricción parásitas en el sistema circulatorio, y las presiones restantes se atribuyen a la barrena.

1.4.7 Fluido de Perforación.

Según API: "es un fluido circulante usado en la perforación rotaria para ejecutar algunas o todas las funciones requeridas en las operaciones de perforación". Cuyas funciones son en orden de importancia:

- 1. Enfriar y lubricar la barrena.**
- 2. Transmisión de la potencia hidráulica a la barrena.**
- 3. Transporte y acarreo de los recortes a la superficie**
- 4. Control de las presiones de la formación.**
- 5. Estabilidad de las paredes del pozo.**
- 6. Apoyo a la toma de registros.**
- 7. Sustentar la sarta de perforación y de revestimiento**
- 8. Suspensión de los recortes.**

Para la hidráulica los fluidos de perforación nos definen las pérdidas de presión por fricción y el transporte de los recortes hacia la superficie básicamente.

I.5 CIRCUITO HIDRÁULICO

El circuito hidráulico es la trayectoria de flujo que realiza el fluido de perforación por todo el sistema hidráulico.

El fluido inicia su recorrido cuando es bombeado de las presas de succión a la descarga de la bomba al tubo vertical (stand pipe); siguiendo su curso pasa, a la manguera flexible o también conocida como manguera de perforación que tiene la facilidad de ser manipulada y moverse de forma radial, lateral y vertical, según se requiera y sin que exista el problema de obstrucción de flujo. De ahí el fluido pasa por la unión giratoria la cual tiene la particularidad de girar sin que la manguera lo haga, este componente es la parte de unión de la manguera de perforación y la flecha de perforación (kelly). La flecha de perforación tiene una sección transversal exterior cuadrada o hexagonal para facilitar el ensamble con la mesa rotatoria y así transmitir la rotación a la sarta de perforación.

El recorrido continua por el interior de la flecha cuya sección transversal interior es circular y hueca, pasando de este componente al interior de la T.P. y los lastrabarrenas; y así llegar a la barrena (toberas). Aquí finaliza el fluido su ciclo descendente. Suponiendo que el fluido se impacta con el fondo del pozo y remueve los recortes generados por la perforación, se iniciara el ciclo ascendente por el espacio anular, que es el espacio entre la parte externa de la sarta de perforación y la T.R. o agujero.

El fluido pasa por los dispositivos de seguridad llamados preventores que son un sistema de control del espacio anular y del interior de la sarta cuando se tenga un descontrol del pozo.

El fluido continua a las líneas de flote que lo conducirán a la superficie. Para después pasar por una malla calibrada que tiene movimiento vibratorio (tamblorina), en donde se realiza una selección de los recortes que arrastro el fluido. Este continua y el siguiente paso son las presas de todo, en ellas el fluido inicia por la presa de asentamiento, con el objeto de asentar los recortes fino que la malla no seleccionó; aquí se tiene equipo auxiliar que apoya en la desgasificación del fluido (desgasificadores), los que retiran las arenas (desarenadores) y los que limpian los fluidos de las partículas mas pequeñas por métodos de centrifugación (desarcilladores o limpiadores de todo). Pasado todo este sistema de eliminación de solidos y de gas, el fluido pasará a la segunda presa la cual se denomina presa intermedia o de reactivos, en esta presa se le adicionan reactivos al fluido para reajustar sus propiedades. Finalmente el recorrido del fluido de perforación termina cuando el fluido se aloja en las presas de succión

donde se inicia el ciclo hidráulico nuevamente. Una esquematización del equipo utilizado en el circuito hidráulico se muestra en la figura (1.5).

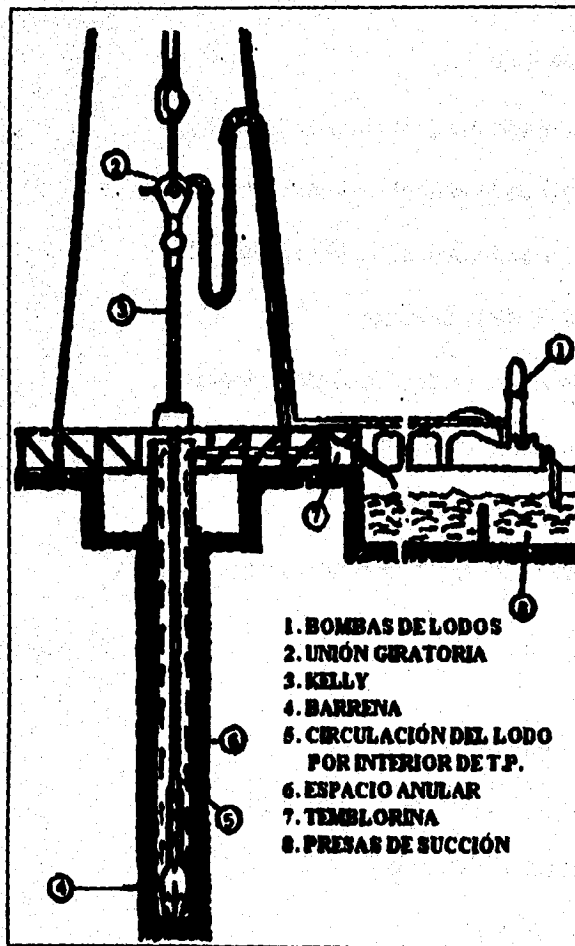


figura 1.5 Circuito hidráulico

NOMENCLATURA.

A	Área de flujo	[pie²]
D	Profundidad vertical cima de intervalo	[pie]
D_i	Profundidad vertical de la sección i	[pie]
D_{i-1}	Profundidad vertical de la sección i-1	[pie]
D_c	Diámetro de la camisa	[pg]
D_o	Profundidad vertical tope del intervalo	[pie]
D_v	Diámetro del vástago	[pg]
E_v	Eficiencia volumétrica	[%]
F_b	Fuerza de impacto hidráulico en la barrena	[lb]
g	Aceleración de la gravedad	$\left[9.81 \frac{\text{Kgm} - \text{m}}{\text{lb} - \text{seg}^2} \right]$ ó $\left[32.17 \frac{\text{lbm} - \text{pie}}{\text{lb} - \text{seg}^2} \right]$
h	Profundidad	[pie]
HP_b	Potencia hidráulica en la barrena	[HP]
L_c	Longitud de la carrera	[pg]
m	Masa del gas	
M	Peso molecular del gas	
n	Moles de gas	
N	Número de ciclos por unidad de tiempo	$\left[\frac{\text{emb}}{\text{min}} \right]$

P	Presión	$\left[\frac{\text{lb}}{\text{pg}^2} \right]$
Ph	Presión hidrostática	$\left[\frac{\text{lb}}{\text{pg}^2} \right]$
Po	Presión superficial	$\left[\frac{\text{lb}}{\text{pg}^2} \right]$
Q	Gasto de circulación	$\left[\frac{\text{gal}}{\text{min}} \right] \text{ o } \left[\frac{\text{pie}^3}{\text{min}} \right]$
Q_s	Gasto de bombeo	$\left[\frac{\text{lt}}{\text{min}} \right]$
R	Constante universal de los gases	
t	Tiempo	(min.)
T	Temperatura absoluta	
v	Velocidad	$\left[\frac{\text{pie}}{\text{min}} \right]$
V_g	Volumen del gas	
V	Volumen del fluido	$\left[\text{pie}^3 \right]$
v_m	Velocidad media de flujo en las toberas	$\left[\frac{\text{pie}}{\text{min}} \right]$
Z	Factor de desviación del gas.	
ΔPb	Caída de presión en la barrena	$\left[\frac{\text{kg}}{\text{cm}^2} \right]$

DEFINICIÓN Y CONCEPTOS DE LA HIDRÁULICA

ρ **Densidad del fluido**

$\left[\frac{\text{lb}}{\text{gal}} \right]$

ρ_i **Densidad del fluido en la sección i**

$\left[\frac{\text{pie}}{\text{min}} \right]$

BIBLIOGRAFÍA.

- ☐ **Adams, N.: "DRILLING ENGINEERING A COMPLETE WELL PLANNING APPROACH", Penwell Books, Tulsa, Ok.**
- ☐ **Bourgoyne Jr, A.T.; Kelth, K.M.; Martin, E.CH. and Young Jr, F.S.: "APPLIED DRILLING ENGINEERING", SPE Textbook Series, First edition 1986. Richardson Tx.**
- ☐ **Eckel, J.R. "MICROBIT STUDIES OF EFFECT OF FLUID PROPIERTIES AND HIDRAULICS ON DRILLING RATE", ESSO, Production Research Co. Houston Tx. Abril 1967.**
- ☐ **Gatlin, C. "PETROLEUM ENGINEERING DRILLING AND WELL COMPLETIONS" Prentice- Hall, Inc. Englewood Cliff N.J.**
- ☐ **Giles, R.V. "MECÁNICA DE LOS FLUIDOS E HIDRÁULICA" Mc graw-Hill, segunda edición 1970. México. D.F.**
- ☐ **Kendall, W.A.; Goins, W.C.: "DESIGN AND OPERATION OF JET BIT PROGRAMS FOR MAXIMUM HIDRAULIC HORSPOWER, IMPACTO FORCE OF JET VELOCITY", Gulf Research and Development Co. Pittsburgh, Pa.Petroleum Transaction AIME Vol. 219 1960.**
- ☐ **León Loya, J.G.: "NOTAS Y APUNTES DEL CURSO DE TÉCNICAS DE PERFORACIÓN DE POZOS", Facultad de Ingeniería, UNAM, 1991.**
- ☐ **León, V.R.; Rodríguez, N.R.: "APUNTES DE MECÁNICA DE FLUIDOS", Facultad de Ingeniería, UNAM, 1988.**
- ☐ **Lumvus, J.L.: "DRILLING OPTIMIZATION", JPT, Nov. 1970.**
- ☐ **Moore, P.L.: "DRILLING PRACTICES MANUAL", Second edition; Penwell Tulsa Ok.**

- **Moore, P.L.; Gatlin, C.: "SIX VARIABLES FACTOR THAT AFFECT PENETRATION RATE", Oil and Gas Journal Vol. 58 N° 151 Abril 11 1960**

- **Scott, K.F.: "A NEW APPROCH TO DRILLING HIDRAULICS", California Co. DTU. Chevron, Tx. CHEvron Oil Co. Petroleum Engineer, SPE 1972.**

II

REOLOGÍA DE LOS FLUIDOS DE PERFORACIÓN

II.1 DEFINICIÓN Y CONCEPTOS BÁSICOS

Reología. Del griego rheo (flujo) y logos (teoría), es la ciencia de la deformación y flujo de los materiales, particularmente el flujo plástico de los sólidos y el flujo de los fluidos no newtonianos, también se define como la rama de la física que trata sobre la mecánica de los cuerpos deformables.

Deformación. La deformación que sufren los materiales puede ser arbitrariamente dividida en dos tipos generales:

- ⇒ Elasticidad que es una deformación espontáneamente reversible
- ⇒ Flujo que es una deformación irreversible.

Elasticidad. Esta deformación corresponde a una energía mecánicamente recuperable; es decir, el trabajo empleado para deformar un cuerpo perfectamente elástico; es recuperado cuando el cuerpo es retornado a su forma original. Por lo tanto la deformación elástica es considerada una función del esfuerzo.

Flujo. El flujo es el movimiento de los fluidos, el flujo de los fluidos es complejo y no siempre puede ser estudiado de forma exacta mediante el análisis matemático.

El flujo de fluidos puede ser permanente o transitorio, turbulento, laminar, uniforme o no uniforme y rotacional o no rotacional.

Por otro lado el trabajo invertido para sostener un flujo es disipado como calor y no es mecánicamente recuperable. Así la deformación llamada flujo corresponde a la conversión de la energía mecánica en calor, la deformación es una función del corte.

En términos generales, las ecuaciones que describen los efectos viscosos y elásticos, establecen tres términos básicos: un término elástico que incluye la deformación; uno viscoso que incluye el ritmo de la deformación y un término inercial que incluye la aceleración.

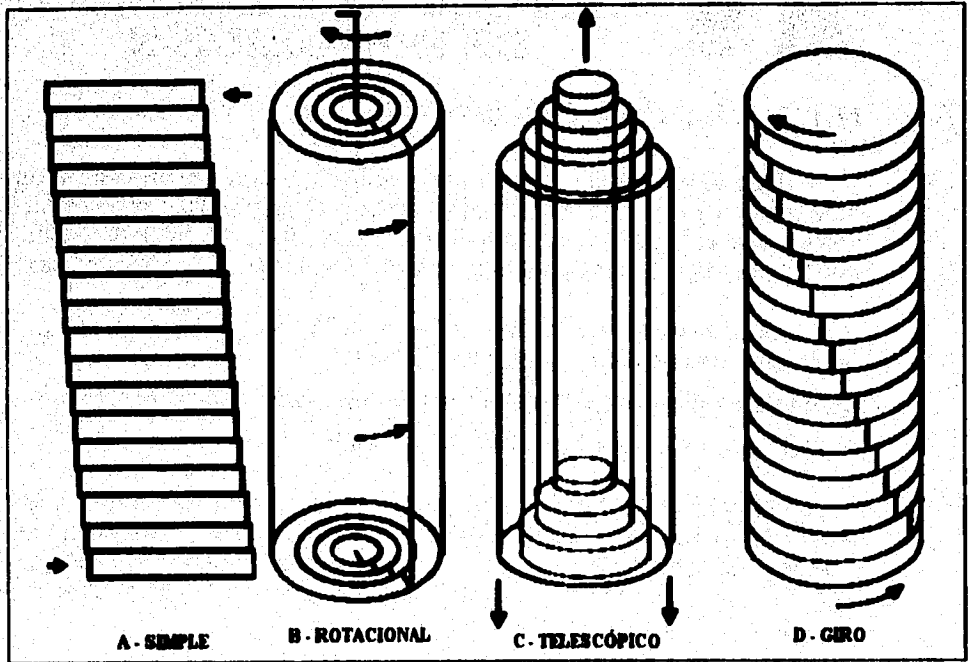


figura 2.1 deformación laminar

Por lo tanto desde el punto de vista de la reología las propiedades mecánicas de los materiales se puede describir en términos de las contribuciones elásticas, viscosas y de inercia.

Corte. El corte tangencial es un tipo de deformación muy importante. En donde el corte simple es un caso especial de una deformación laminar y puede ser considerado como un proceso, en el cual planos paralelos infinitamente delgados, se deslizan uno sobre otro; como cartas rígidamente empacadas.

Existen otras geometrías (cilíndricas) donde se puede dar la deformación laminar o corte, como se muestra en la figura 2.1, en ella se observa que los tipos de corte mostrados en b y c son muy importantes en reología; pues éstos representan el tipo de flujo encontrado en un viscosímetro rotacional y uno capilar respectivamente.

Velocidad de corte. Se define como la proporción a la cual una capa de fluido se mueve con respecto a la otra en dirección paralela a su plano de referencia.

Esfuerzo de corte. Cuando se tiene un flujo de fluidos se crean fuerzas en el mismo; dicha fuerza se deben mantener para que el fluido se desplace.

Para explicar la relación que existe entre la velocidad de un fluido en movimiento y el esfuerzo de corte, se considera un fluido contenido entre dos placas planas y paralelas entre sí, de un área A y separada por una distancia y , como lo muestra la figura 2.2.

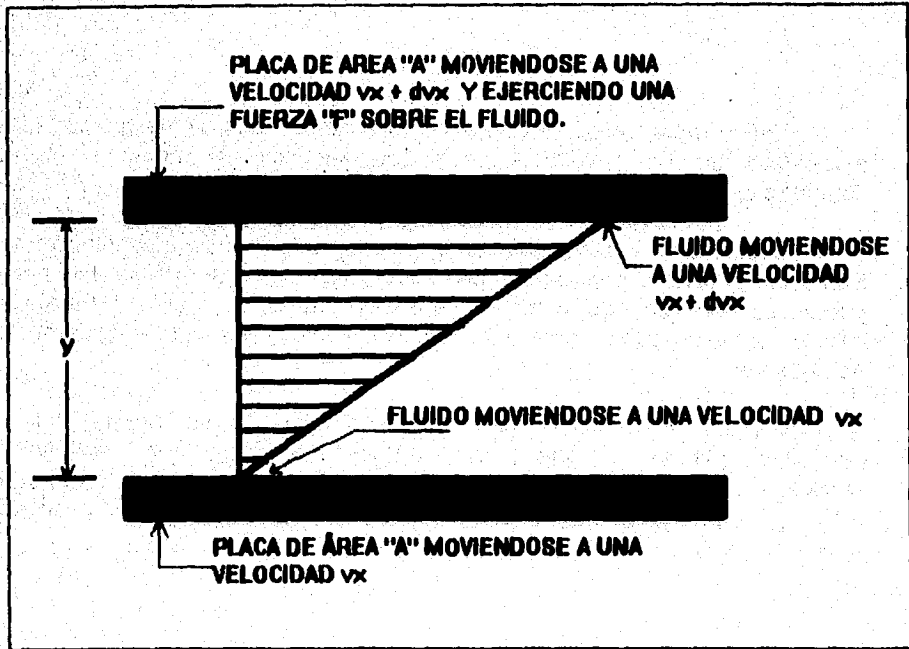


figura 2.2 respuesta de un fluido a la acción de un esfuerzo

El sistema se encuentra en reposo pero a un determinado tiempo $t = 0$ la lamina superior se pone en movimiento con una velocidad constante v .

A medida que transcurre el tiempo, el fluido va ganando cierta cantidad de movimiento, hasta que se va estableciendo poco a poco el perfil de velocidades en régimen estacionario figura 2.3. Al alcanzarse el estado estacionario de movimiento antes mencionado, es preciso aplicar una fuerza F para conservar el movimiento de la lámina inferior figura 2.3. De la ley de Newton, La fuerza aplicada a la placa por unidad de área es proporcional a la variación de la velocidad con la distancia multiplicada por una constante de proporcionalidad que es particular dependiendo el tipo de flujo, de su expresión:

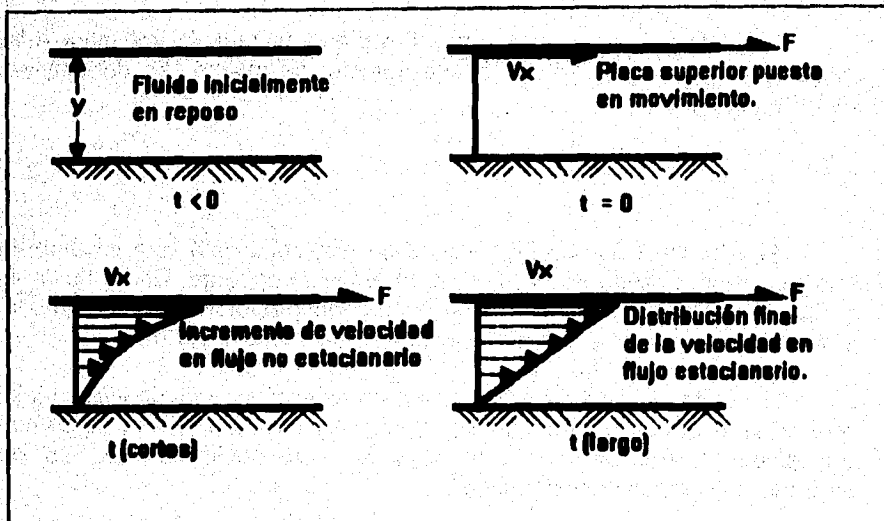


figura 2.3 flujo laminar en fluidos newtonianos

$$\frac{F}{A} = \mu \frac{dv}{dy} \quad (2.1)$$

La constante de proporcionalidad μ se denomina viscosidad absoluta del fluido contenido entre esas placas, o bien viscosidad newtoniana.

Suponga que la placa superior se está moviendo con una velocidad $v_x + dv_x$; en tanto que la placa inferior lo hace a una velocidad v_x como lo muestra la figura 2.2. Así, la velocidad de flujo adyacente a las placas es la misma que la velocidad de éstas. por lo tanto, el fluido está sujeto a una deformación dv/dy , la cual es un gradiente de velocidad de corte (γ)

$$\gamma = \frac{dv}{dy} \quad (2.2)$$

La nomenclatura de las ecuaciones se encuentra en la página II-65

En tanto que la fuerza cortante F por área unitaria A , impuesta sobre el fluido y tendiente a causar el movimiento del mismo, es denominado esfuerzo cortante (τ)

$$\tau = \frac{F}{A} \quad (2.3)$$

Fluido. Un fluido es una sustancia (líquido o gas) que se deforma continuamente cuando se le sujeta a un esfuerzo cortante. En un fluido los esfuerzos entre las partículas adyacentes son proporcionales al ritmo de deformación y tienden a desaparecer al terminar el movimiento.

El efecto de determinado flujo en un determinado fluido ideal origina que no se puedan soportar deformaciones por largos periodos de tiempo. Sin embargo algunos fluidos sí soportan deformaciones elásticas por periodos de tiempos considerables.

No importando su geometría del cuerpo y la deformación un fluido siempre fluirá en una forma de corte laminar.

Reograma. Es la representación gráfica del comportamiento de un fluido con respecto a un esfuerzo de corte y una velocidad de corte.

Viscosidad. Se define como la relación que existe entre el esfuerzo de corte y la velocidad de corte.

En la figura 2.2 la constante de proporcionalidad μ ya mencionada se denomina también Viscosidad absoluta del fluido contenida entre las placas.

También se puede definir a la viscosidad de un fluido como una medida de su resistencia al flujo como resultado de la interacción y cohesión de sus moléculas. Considerando esta definición desde el punto de vista de la deformación de la materia y como se cita con anterioridad, se dice que la viscosidad se define como la relación que existe entre el esfuerzo de corte y la velocidad de corte

II.2 CLASIFICACIÓN Y DESCRIPCIÓN DE LOS FLUIDOS

Los fluidos pueden ser clasificados de acuerdo con su comportamiento bajo la acción de un esfuerzo cortante y a la velocidad de corte inducida por dicho esfuerzo; resultante en un flujo laminar y unidireccional a temperatura constante.

Basándonos en la respuesta de un fluido a la acción de un esfuerzo determinado, se tiene que para todos los fluidos existe una relación entre el esfuerzo cortante impuesto y la velocidad de corte resultante. Por consiguiente, esta relación es diferente para todos los fluidos y puede ser distinta para el mismo fluido bajo condiciones de presión y temperatura, por lo tanto la relación:

$$\tau = f(\dot{\gamma}) \quad (2.2.1)$$

la cual es la ecuación reológica constitutiva del fluido.

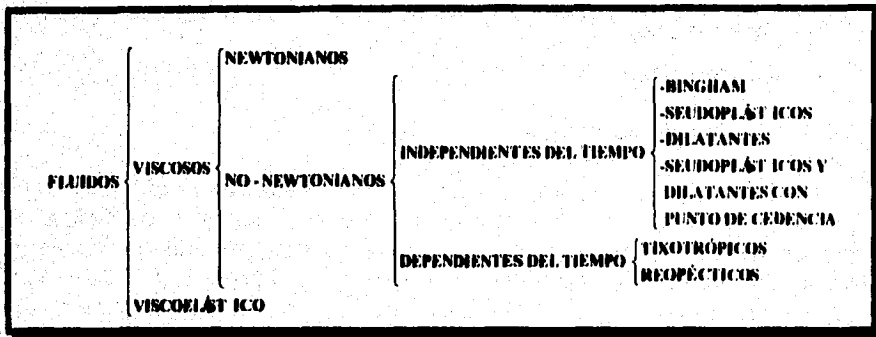


tabla 2.1 clasificación reológica de los fluidos

Como se observa en la tabla 2.1, principalmente los fluidos se clasifican en 2 grandes grupos:

- ⊕ Fluidos puramente viscosos
- ⊕ Fluidos que exhiben propiedades viscosas y elásticas denominados fluidos viscoelásticos.

Fluidos viscoelásticos.

Son así denominados debido a que recobran su forma, después de la deformación a que han estado sujetos cuando cesa la acción del esfuerzo cortante.

Estos fluidos presentan características intermedias entre los fluidos puramente viscosos y los sólidos puramente elásticos; un esfuerzo y se retornan a su forma original indeformada cuando cesa la acción de dicho esfuerzo. Este comportamiento viscoelástico causa un adelgazamiento del lodo cuando éste pasa a través de la barrena, reduciéndose las pérdidas de presión por fricción.

En el espacio anular con bajos valores de velocidad de corte; el lodo vuelve a adquirir sus cualidades anteriores, mejorando su capacidad de acarreo.

Por otro lado de acuerdo con su comportamiento bajo la acción de un esfuerzo cortante y a la velocidad de corte inducida, los fluidos viscosos pueden ser clasificados como:

- ⊖ Newtonianos
- ⊖ No-Newtonianos

II.2.1 Fluidos Newtonianos.

Para algunos fluidos el esfuerzo de corte aplicado es directamente proporcional al valor de la velocidad de corte inducida, a los fluidos que presentan esta condición se les clasifica como newtonianos, como ejemplo se tiene el agua, el diesel y la glicerina. El comportamiento de estos fluidos cae dentro de la 2ª ley de Newton (ley de la fuerza: Cuando aplicamos una fuerza constante a un cuerpo, la aceleración que resulta, es proporcional a la fuerza e inversamente proporcional a la masa) de ahí que tome su nombre, y su expresión matemática se cumple con la siguiente ecuación:

Fuerza = Masa x Aceleración

$$F = m \times a \quad (2.2.2)$$

Esta ley aplicada para fluidos queda:

$$\tau = \mu_s \times \gamma \quad (2.2.3)$$

La ecuación nos define que el esfuerzo de corte de un fluido es igual al producto de la viscosidad por la velocidad de corte. Para los fluidos Newtonianos, la viscosidad es constante; Como se muestra en la figura 2.4, al graficar esta ecuación nos da una línea recta que parte del origen y la pendiente de la recta es (μ) que equivale a la viscosidad, siendo su relación:

$$\mu = \frac{\tau}{\gamma} \quad (2.2.4)$$

por lo tanto el esfuerzo de corte τ es igual:

$$\tau = \mu \times \gamma \quad (2.2.4a)$$

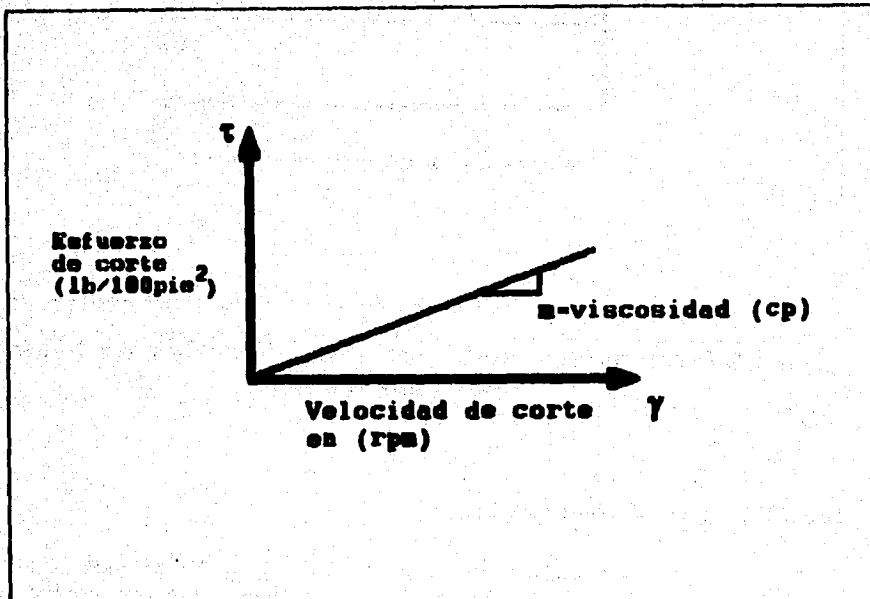


figura 2.4 esfuerzo de corte contra velocidad de corte para fluidos newtonianos

Considerando el valor de la viscosidad como constante, si graficamos su valor en coordenadas rectangulares como una función de la velocidad de este obtendremos una línea horizontal como se muestra en la figura 2.5.

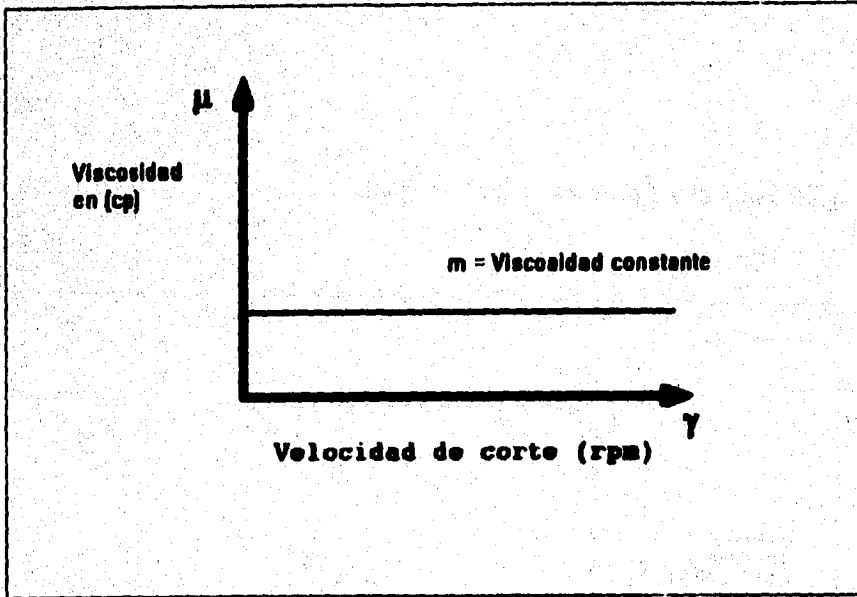


figura 2.5 Viscosidad contra velocidad de corte para fluidos newtonianos

II.2.2 Fluidos No-Newtonianos

En los fluidos donde el esfuerzo de corte no es directamente proporcional a la velocidad de corte, se les clasifica como fluidos no-newtonianos, debido a que requieren un esfuerzo inicial para vencer cierta resistencia interna para que puedan fluir, a este se le conoce como esfuerzo de cedencia (τ_c).

La mayoría de los fluidos de control bentonítico, (salmueras con polímeros y emulsiones inversas) tienen este comportamiento, ya que presentan una gran variedad de relaciones de esfuerzos de corte-velocidad de corte.

Al graficar este comportamiento como el que se muestra en la figura 2.6 se observa una relación que está dada por una curva que no parte del origen, si no que inicia en el punto de cedencia.

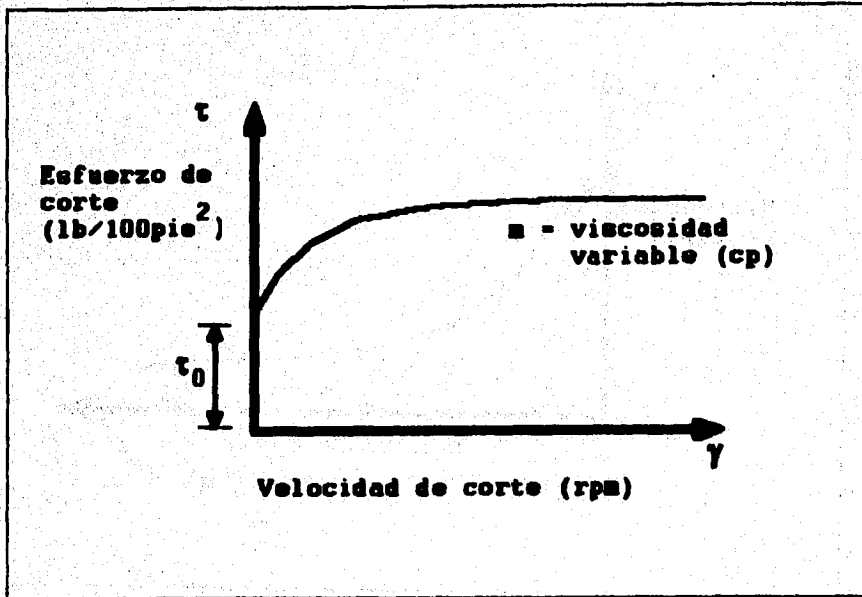


figura 2.6 Esfuerzo de corte contra velocidad de corte para fluidos no-Newtonianos

Estos fluidos no tienen una viscosidad constante su valor dependerá de la velocidad de corte que se utilice para vencer la resistencia interna (punto de cedencia) para que empiecen a fluir. Si graficamos la viscosidad en función de la velocidad de corte se obtiene el reograma de la figura 2.7.

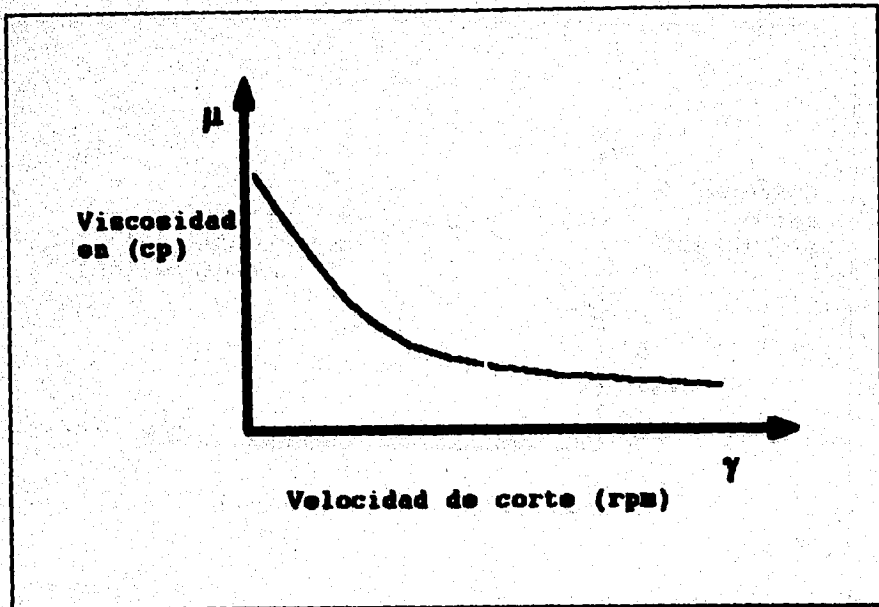


figura 2.7 viscosidad contra la velocidad de corte para fluidos no-newtonianos

El comportamiento de los fluidos no newtonianos se puede dividir en dos grandes grupos:

- ⊖ Independientes del tiempo
- ⊖ Dependientes del tiempo.

Fluidos independientes del tiempo.

Son así denominados debido a que sus propiedades reológicas no cambian con la duración de corte o con su historia de corte, solamente dependen de la magnitud del esfuerzo de corte impuesto sobre ellos.

II.2.2.1 Plásticos de Bingham

Los fluidos plásticos que fueron primeramente estudiados por E.C. Bingham y que con frecuencia se hace mención como plásticos de Bingham,

son un caso idealizado de los fluidos no newtonianos pues a fin de iniciar su movimiento, se requiere vencer un esfuerzo inicial finito. Una vez que dicho esfuerzo ha sido excedido estos fluidos exhiben una relación lineal entre el esfuerzo y la velocidad de corte.

El reograma que define el comportamiento de los fluidos Plásticos de Bingham se muestra en la figura 2.8.

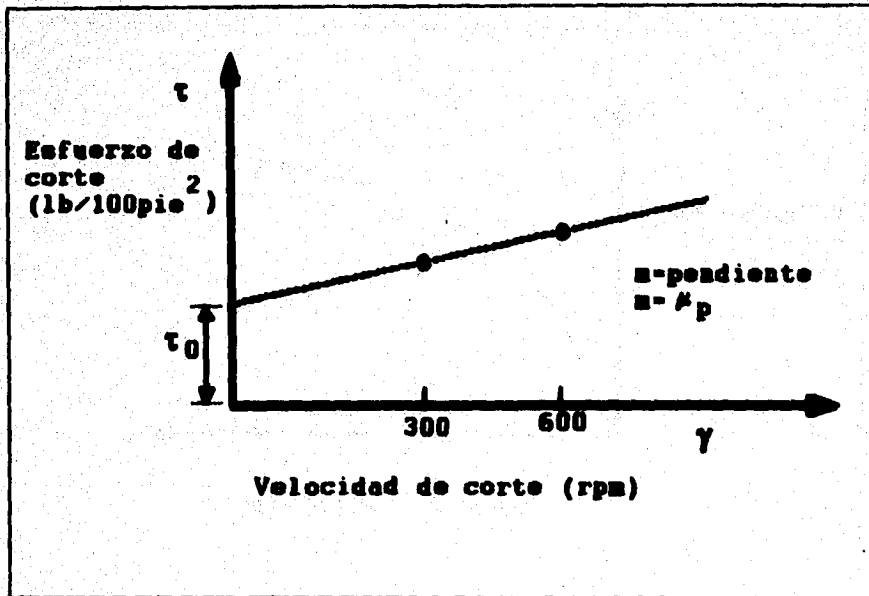


figura 2.8 reograma teórico del modelo de plásticos de Bingham

El valor del esfuerzo inicial se le denomina Punto de cedencia y nos da una indicación de los fuerzas de atracción entre los solidos y por lo tanto de comportamiento no newtoniano del fluido. Se usa para indicar el espesamiento del fluido y esta muy relacionado con la gelatinosidad.

11.2.2.2 Seudoplásticos.

Son aquellos fluidos para los cuales un esfuerzo infinitesimal iniciará su movimiento, y para el cual el ritmo en el incremento en esfuerzo cortante

con la velocidad de corte decrece, a medida que la velocidad de corte se incrementa según se observa en el reograma de la figura 2.9

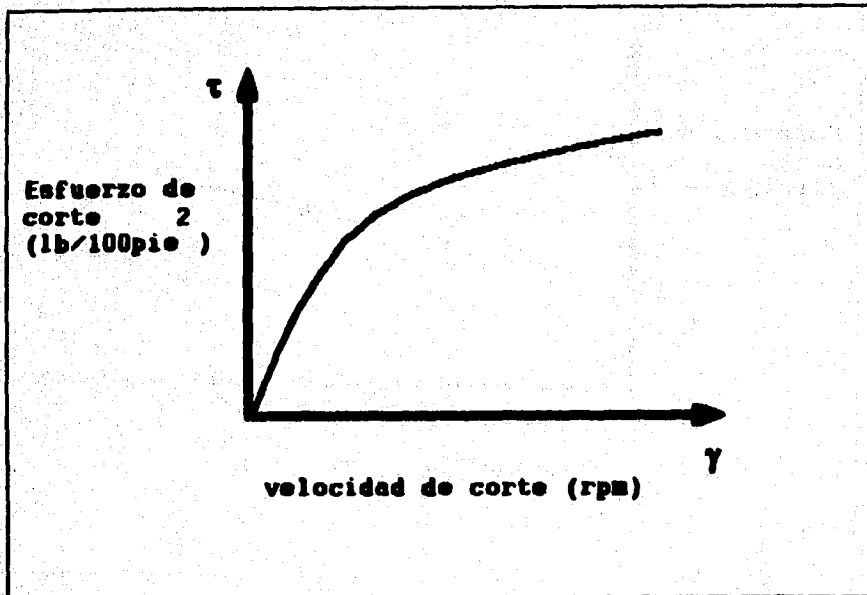


figura 2.9 reograma correspondiente al fluido Seudoplástico

II.2.2.3 Dilatantes

A diferencia de los Seudoplásticos, en estos el ritmo del incremento del esfuerzo con la velocidad de corte aumenta, cuando la velocidad de corte se incrementa; como se muestra en su reograma, figura 2.10.

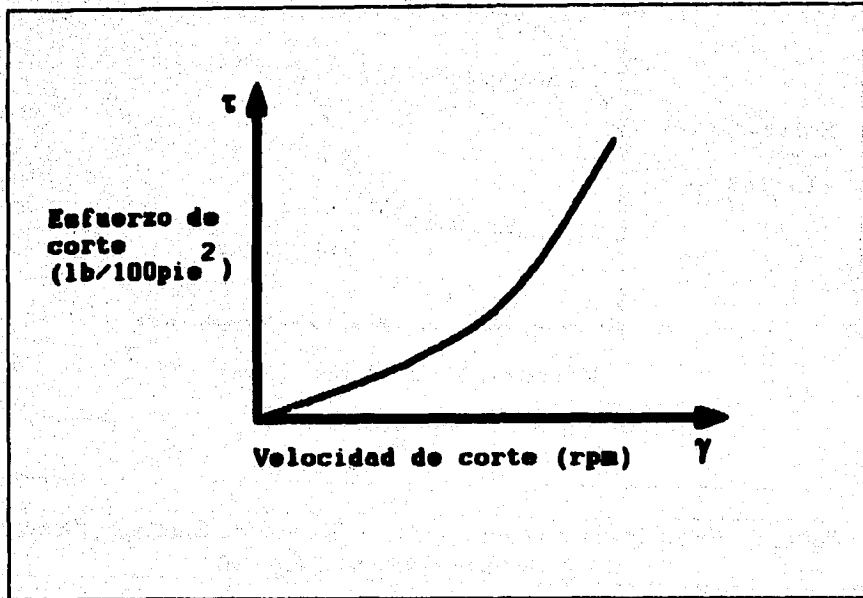


figura 2.10 Reograma representativo del fluido Dilatante

II.2.2.4 Seudoplásticos y Dilatantes con Punto de Cedencia.

Son aquellos fluidos que exhiben un esfuerzo inicial finito o punto de cedencia, como en el caso de los plásticos de Bingham; pero la relación entre el esfuerzo cortante, en exceso del esfuerzo inicial, con la velocidad de corte resultante no es lineal. Es decir, una vez que el esfuerzo de cedencia ha sido excedido, su comportamiento se semeja al de los fluidos Seudoplásticos y Dilatantes.

La figura 2.11 muestra su reograma característico

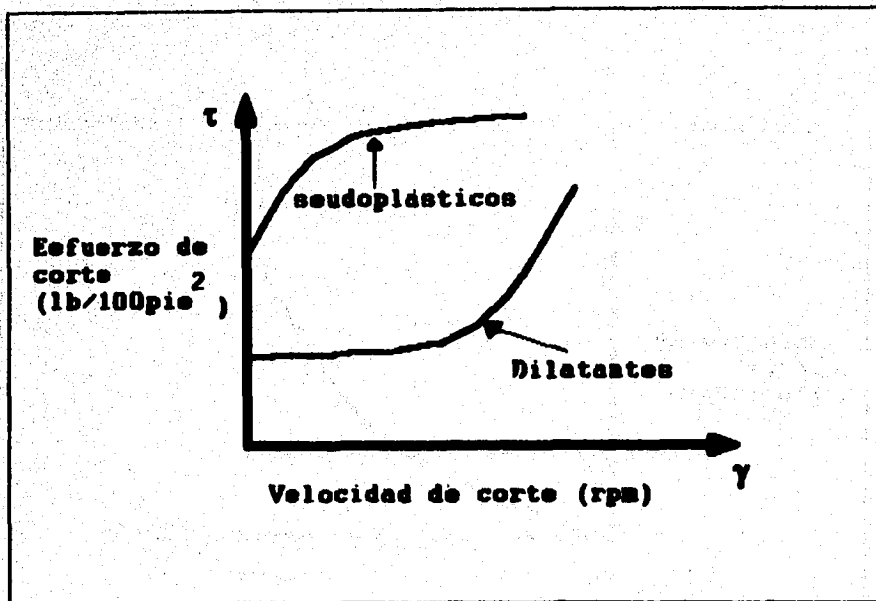


figura 2.11 Reograma correspondiente a los fluidos Sseudoplásticos y Dilatantes con punto de cedencia

Fluidos dependientes del tiempo

Son todos aquellos fluidos en los que la reología no solo depende del esfuerzo cortante aplicado si no también de su duración.

A los fluidos que pertenecen a este último grupo se les conoce también como fluidos de Boltzman y se dividen en.

- ⊖ Tixotrópicos
- ⊖ Reopécticos

11.2.2.5 Tixotrópicos

Son aquellos fluidos en los cuales el esfuerzo cortante decrece con la duración del corte, materiales de este tipo: grasa, pintura, etc.

El reograma de los fluidos tixotrópicos se muestra en la figura 2.12

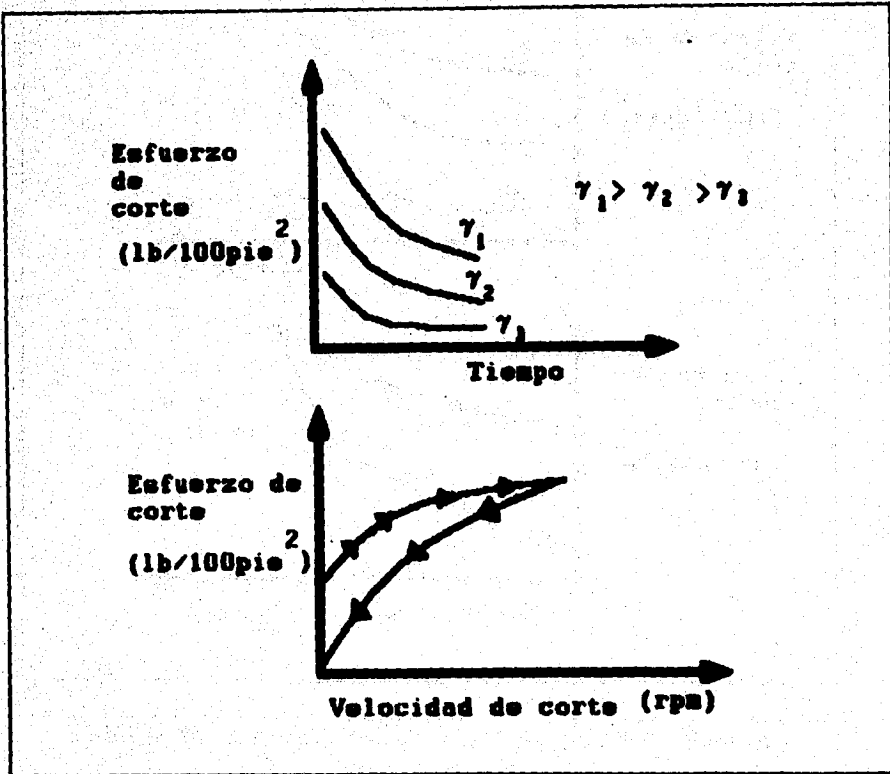


figura 2.12 Reogramas correspondientes al fluido Tixotrópico

II.2.2.6 Reopéticos

Son aquellos que exhiben un corte tangencial creciente con el tiempo; este comportamiento es relativamente raro, y cuando se observa usualmente ocurre más bien sobre intervalos angostos de baja velocidad de corte. La figura 2.13 representa su reograma

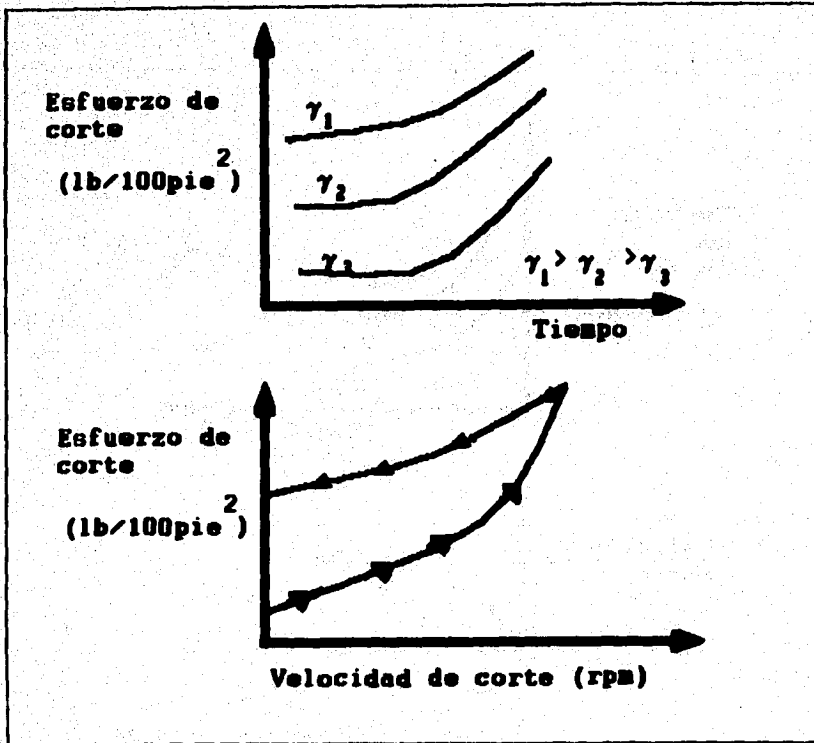


figura 2.13 Reograma correspondiente a los fluidos Reopéticos

II.3 VISCOSIMETRÍA

Los viscosímetros son equipos para medir la viscosidad de los fluidos de perforación de manera cuantitativa; es decir las propiedades de flujo y la de los materiales, pueden ser determinadas mediante mediciones viscosimétricas.

Las mediciones viscosimétricas no son otra cosa que la determinaciones directas e indirectas, de la relación funcional entre el esfuerzo cortante y la velocidad de corte, llevado a cabo en aparatos especiales denominados viscosímetros.

Las expresiones matemáticas, empleadas en el análisis de los datos experimentales difieren debido a los principios geométricos y de diseño de los viscosímetros. No obstante son afines al relacionar las variables involucradas (τ , γ)

Tipos de Viscosímetros

Para el estudio de las propiedades de flujo de los fluido de perforación (fluido no newtoniano, independientes del tiempo), solamente será considerado dos tipos de Viscosímetros:

- ⊖ **Viscosímetro capilar**
- ⊖ **Viscosímetro de cilindros coaxiales**

II.3.1 Viscosímetro Capilar

El nombre apropiado de este tipo de Viscosímetro es el de **Reómetro de Extrusión o de Tubos**. Pero se utiliza con más frecuencia el término capilar debido a la mecánica de flujo y no a su magnitud o dimensiones del tubo. Sin embargo existe otros que son de verdad capilares.

Los viscosímetros capilares son dispositivos que permiten que una muestra de fluido fluya a través de un tubo capilar de dimensiones conocidas, a un gasto determinado y en un movimiento laminar, bajo la acción de un esfuerzo. Bajo este principio de flujo se dispondrá siempre de un gasto de flujo y su correspondiente caída de presión; las cuales son proporcionales a la velocidad de corte y esfuerzo de corte:

$$\gamma = f(Q)$$

$$\tau = f(\Delta p)$$

Un Viscosímetro capilar esta, básicamente; compuesto por 5 partes principales como se muestra en la figura 2.14:

- ⊖ **Un recipiente para contener el fluido de prueba.**
- ⊖ **Tubo capilar de dimensiones conocidas.**
- ⊖ **Unidad para controla y/o medir el gasto de flujo.**
- ⊖ **Unidad para medir y/o controlar la presión aplicada.**

- ⇒ Unidad para el control de temperatura.

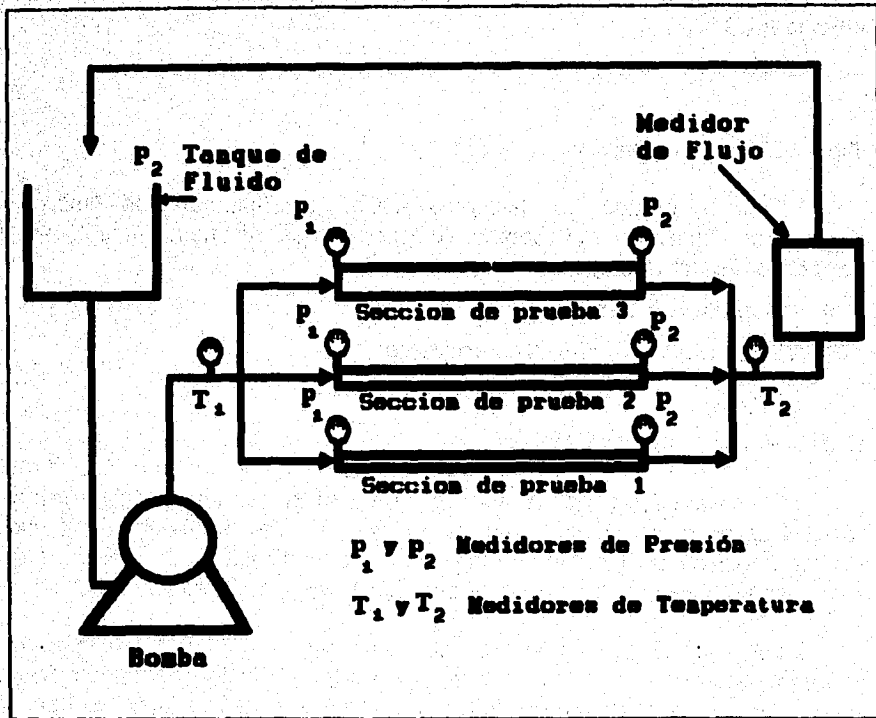


figura 2.14 Esquema de un Reómetro de Extrusión

El viscosímetro capilar tiene las siguientes ventajas:

- ⇒ Simplicidad en el análisis y manipulación de los datos experimentales.
- ⇒ Simplicidad mecánica (Operación).
- ⇒ Apropiado para el análisis de los fluidos no newtonianos e independientes del tiempo.
- ⇒ Correlación directa con problemas de flujo entre tubería de escala real o industrial.

Tiene la siguiente desventaja: no es confiable para el estudio de fluidos dependientes del tiempo

II.3.1.1 Mecánica de Flujo en Viscosímetros Capilares.

Considerando un flujo laminar a través de un tubo, como el que se muestra en la figura 2.15, en donde resulta un balance de fuerzas:

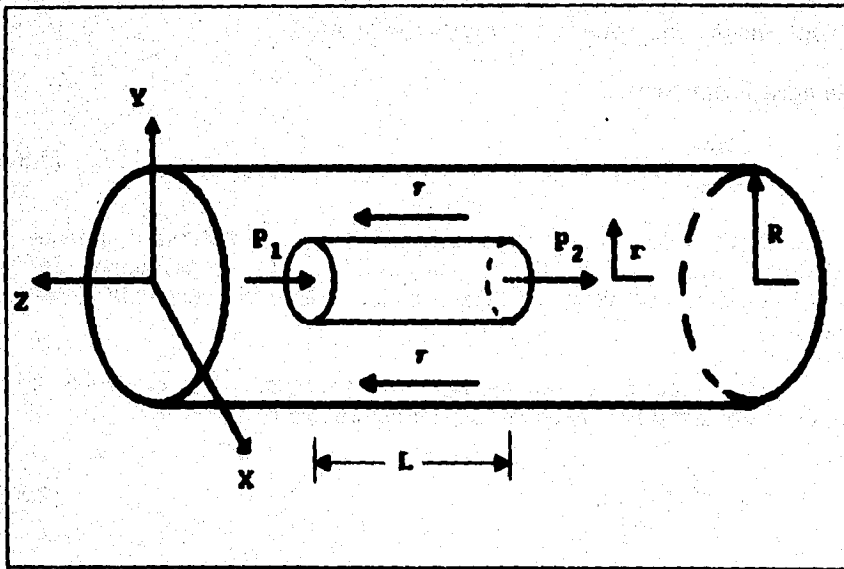


figura 2.15 Balance de fuerzas de un fluido fluyendo a través de un conducto capilar

Fuerza viscosa = **Fuerza aplicada (tiende a mover el fluido en la dirección del flujo)**
 (tiende a retener el movimiento)

donde:

$$\text{Fuerza viscosa} = \tau_n A = \tau_n (2\pi r L)$$

$$\text{Fuerza aplicada} = \Delta p A = \Delta p (\pi r^2)$$

Por lo tanto:

$$\tau = \frac{r\Delta p}{2L} \quad (2.3.1)$$

La expresión nos indica que el esfuerzo cortante es directamente proporcional a la distancia desde el centro de la tubería (r) y el gradiente de presión ($\Delta P/L$).

Si aplicamos condiciones de frontera: $r = 0$ y $r = R$

Se tiene finalmente:

$$\tau = \frac{D\Delta p}{4L} \quad (2.3.2)$$

Donde se aprecia en la expresión que el esfuerzo cortante en cualquier punto del interior de la tubería; es independiente de las características reológicas del fluido; siendo solo una función de la presión radial.

Para representar el perfil de velocidades para cualquier fluido independiente del tiempo se tiene la siguiente expresión:

$$v = \int_0^R \left(\tau_v \frac{r}{R} \right) dr \quad (2.3.3)$$

Por otro lado considerando el gasto volumétrico dentro del elemento cilíndrico se obtiene la siguiente expresión:

$$Q = \frac{\pi R^3}{\tau_v} \int_0^1 \tau^2 f(\tau) d\tau \quad (2.3.4)$$

Que es la ecuación general para el flujo laminar en una tubería.

Así la ecuación (2.3.2) representa el esfuerzo cortante en la pared de la tubería y es independiente del comportamiento reológico del fluido

La nomenclatura de las ecuaciones se encuentra en la página II-65

La ecuación (2.3.1) y (2.3.4) son expresiones generales para el flujo laminar de los fluidos no newtoniano independientes del tiempo para cualquier fluido, no importando su comportamiento reológico.

II.3.1.2. Flujo Laminar de Fluidos Newtonianos

Mediante la sustitución de la ecuación constitutiva de flujo newtoniano (ecuación (2.3.1)) y la expresión del esfuerzo de corte evaluada en la pared de la tubería (ecuación (2.3.2)), en la ecuación general de flujo (ecuación (2.3.4)), resulta:

$$v = \frac{gcD^2\Delta p}{32\mu L} \quad (2.3.5)$$

La cual es la ecuación de Hagen-Poiseuille

En tanto que el perfil de velocidades se obtiene a partir de la expresión (2.3.3); Mediante la sustitución de la ecuación constitutiva del modelo, la ecuación (2.3.2) e igualando el resultado con la expresión (2.3.5) de tal manera que:

$$v = 2v \left[1 - \left(\frac{r}{R} \right)^2 \right] \quad (2.3.6)$$

En el estudio de las propiedades reológicas de los fluido, es de especial interés la velocidad de corte evaluada en la pared de la tubería.

$$\gamma_v = \frac{8v}{D} \quad (2.3.7)$$

En la figura 2.16 se ilustra el perfil de velocidades y la variación del esfuerzo y la velocidad de corte con respecto a una porción de la tubería.

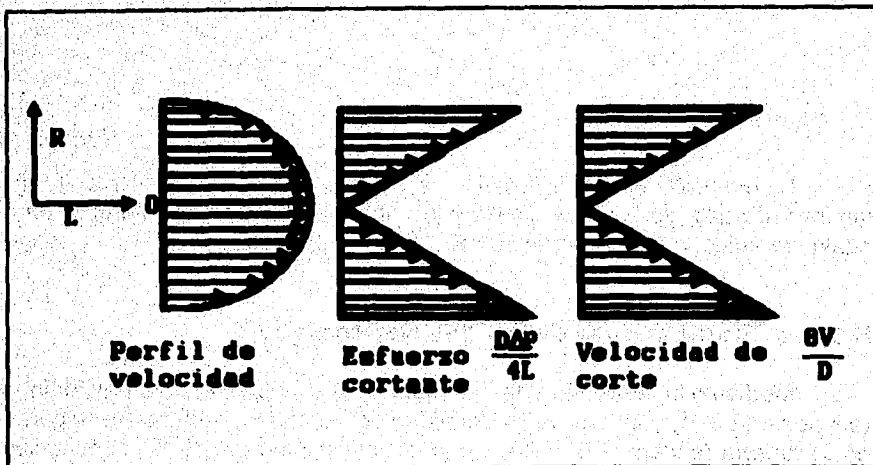


figura 2.16 Perfil de flujo newtoniano en tuberías

En un Viscosímetro capilar, la ecuación (2.3.7) y Δp son cantidades fácil de medir y se puede obtener con ellas el esfuerzo cortante en la pared de la tubería τ_w y la velocidad de corte en la pared de la tubería $\dot{\gamma}_w$. Por lo tanto la determinación de la viscosidad es directamente en los fluidos newtonianos.

II.3.1.3 Flujo Laminar de Fluidos No-Newtonianos

Las expresiones para fluidos no-newtonianos se obtienen de forma similar que para el fluido newtoniano.

El esfuerzo cortante en la pared de la tubería es aún:

$$\tau_w = \frac{D\Delta p}{4L} \tag{2.3.8}$$

Pero la velocidad de corte depende ahora de las propiedades reológicas del fluido, por lo tanto se tiene:

Para Bingham:

$$\gamma_w = \frac{8v}{D} + \frac{1}{3} \left[\frac{gct_y}{\eta_p} \right] \quad (2.3.9)$$

Para Ley de Potencias:

$$\gamma_w = \frac{3n+1}{4n} \left[\frac{8v}{D} \right] \quad (2.3.10)$$

Se observa de estas dos expresiones, que la velocidad de corte en la pared de la tubería depende de las propiedades reológicas del fluido, que a fin de cuentas solo son las que se tratan de determinar.

Se requiere para la determinación de las constantes reológicas de los fluidos no-newtonianos, que primeramente se determinen la velocidad de corte en la pared, posteriormente efectuar el ajuste del modelo reológico correspondiente

II.3.2 Viscosímetro Rotacional De Cilindros Coaxiales

El viscosímetro rotacional es un dispositivo que consta de dos cilindros coaxiales, en el cual uno de los cilindros gira con una velocidad angular determinada.

Colocada entre el espacio anular, entre los dos cilindros se encuentra la muestra de fluidos que se someten a la acción del corte, en tanto que el esfuerzo es medido como una función del torque impuesto sobre el cilindro estacionario.

Por lo tanto, la velocidad de corte es determinada en base a la geometría del sistema y a la velocidad de rotación del cilindro móvil; mientras que el esfuerzo cortante es determinado como función del torque medido.

* La nomenclatura de las ecuaciones se encuentra en la página II-65

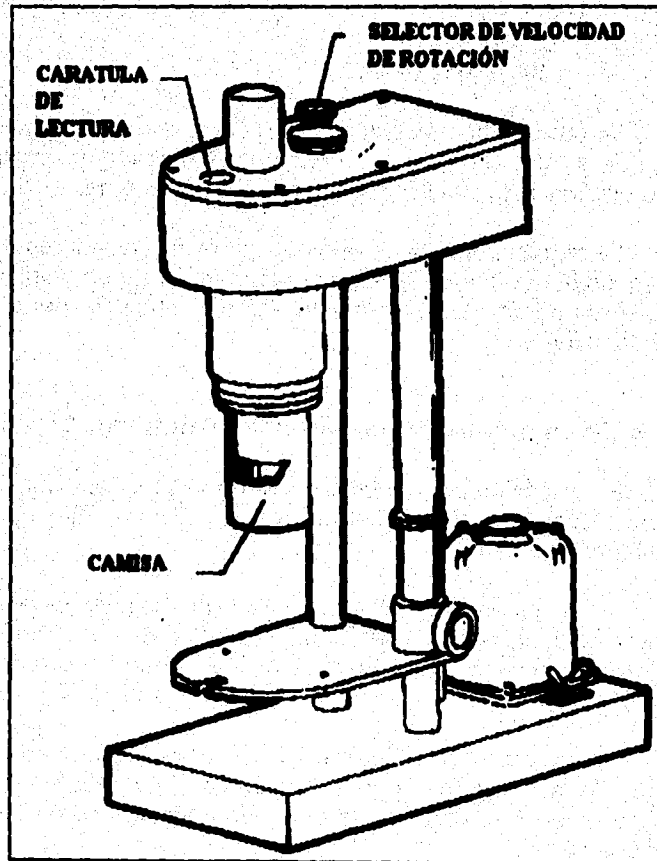


figura 2.17 Viscosímetro rotacional

Dentro de los aparatos utilizados en la industria petrolera el más representativo es el Fann 35-VG, por su uso rutinario tanto en el laboratorio como en el campo.

En este viscosímetro representados por la figura 2.17, el cilindro interior o bob es fijo y el cilindro externo o camisa es rotatorio.

Aunque estos viscosímetros fueron diseñados para fluidos que se comportan como Plásticos de Bingham, su uso ha sido generalizado para otros fluidos no newtonianos.

II.3.2.1 Mecánica de Flujo en Cilindros Coaxiales.

Considerando a un fluido entre dos cilindros como se muestra en la figura 2.18, donde el torque aplicado en cualquier punto entre la camisa y el bob, es la fuerza que causa que el fluido gire en lugar de que se acelere linealmente. Así, el torque puede expresarse como:

$$\text{Torque} = \text{Área} \times \text{Radio} \times \text{Esfuerzo}$$

matemáticamente:

$$M = (2\pi r h_c) \tau \quad (2.3.11)$$

despejando el esfuerzo

$$\tau = \frac{M}{(2\pi r h_c)} = \frac{M}{2\pi r^2 h_c} \quad (2.3.12)$$

Esta ecuación nos indica que el esfuerzo cortante es directamente proporcional al torque medido, e inversamente proporcional a las dimensiones del viscosímetro.

La nomenclatura de las ecuaciones se encuentra en la página II-65

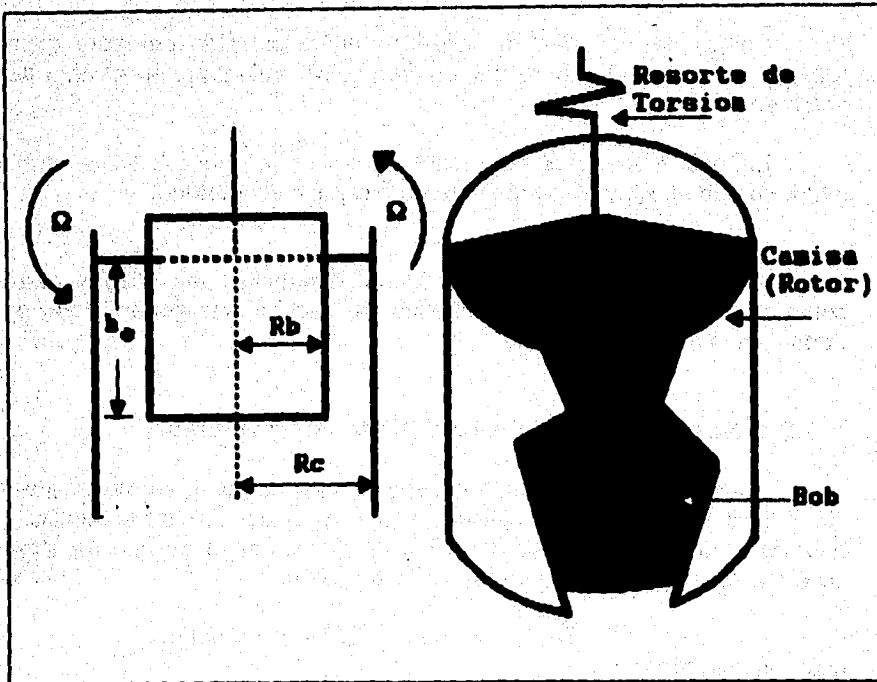


figura 2.18 Viscosímetro rotacional de cilindros coaxiales

Por otro lado la expresión:

$$\Omega = \frac{1}{2} \int_{r_i}^{r_o} r(\tau) \frac{d\tau}{r} \tag{2.3.13}$$

La ecuación (2.3.13) representa la velocidad angular de los cilindros y es a su vez la ecuación general de flujo para cualquier fluido independiente del tiempo, cuando este es cortado entre dos cilindros coaxiales. Se determina sustituyendo el modelo reológico del fluido.

II.3.2.2. Flujo Laminar en Fluidos Newtonianos.

De acuerdo con la ecuación (2.3.12) el esfuerzo cortante evaluado o medido en el bob es:

$$\tau_b = \frac{M}{2\pi R_b^2 h_b} \quad (2.3.14)$$

El torque aplicado sobre el bob es:

$$M = K_R \theta \quad (2.3.15)$$

y es una función de las constantes del resorte (K_R), y de las deflexiones del mismo; donde θ es la lectura del aparato correspondiente a la deflexión del resorte, y no un valor de esfuerzo cortante. Así lo que realmente se lee en la carátula del viscosímetro es una deflexión del resorte.

Sustituyendo la expresión del torque en la ecuación (2.3.14) se tiene:

$$\tau_b = \frac{K_R \theta}{2\pi R_b^2 h_b} \quad (2.3.16)$$

La velocidad de corte se obtiene a partir de la ecuación (2.3.13) y de la ecuación constitutiva del modelo de Newton.

$$\gamma_w = \frac{\pi N}{15} \frac{R_c^2}{R_b^2 - R_i^2} \quad (2.3.17)$$

si hacemos que:

$$\beta = \frac{R_c}{R_b} \quad (2.3.18)$$

queda finalmente:

$$\gamma_w = \frac{\pi N}{15} \frac{\beta^2}{\beta^2 - 1} \quad (2.3.19)$$

* La nomenclatura de las ecuaciones se encuentra en la página II-65

REOLOGÍA DE LOS FLUIDOS DE PERFORACIÓN

Para el viscosímetro rotacional de campo Fann 35-VG, y la combinación bob-camisa estándar y resorte de torsión N°1, se tiene:

$$R_c = 1.842\text{cm}$$

$$R_b = 1.725\text{cm}$$

$$h_c = 4.08\text{cm}$$

$$K_n = 387 \frac{\text{dinas} - \text{cm}}{\text{grado de deflexión}}$$

Sustituyendo los datos para el Fann 35 en la expresión para el esfuerzo de corte ecuación (2.3.16), se tiene:

$$\tau = \frac{K_n \theta}{2\pi R_b^2 h_c} = \frac{\left(\frac{387 \text{ dinas} - \text{cm}}{\text{grado de deflexión}} \right) \theta (\text{grados})}{2\pi (1.725\text{cm})^2 (4.08\text{cm})} = 5.11\theta \frac{\text{dinas}}{\text{cm}^2}$$

en unidades prácticas de campo:

$$\tau = 1.067\theta \frac{\text{lbf}}{100\text{pie}^2} \quad (2.3.20)$$

Así mismo la velocidad de corte se desarrolla sustituyendo los datos para el Fann, en la ecuación (2.3.17), por lo tanto se tiene que:

$$\gamma = \frac{\pi N}{15} \frac{(1.842\text{cm})^2}{(1.842\text{cm})^2 - (1.725\text{cm})^2}$$

finalmente:

$$\gamma = 1.703N(\text{seg}^{-1}) \quad (2.3.21)$$

Partiendo nuevamente de la ecuación constitutiva del modelo de Newton, ecuación (2.2.4) y sustituyendo en esta las ecuaciones (2.3.20) y (2.3.21) respectivamente, se obtiene la viscosidad aparente:

$$\eta = \text{gc} \frac{\tau}{\gamma} = 32.17 \frac{\text{lbf} - \text{pie}}{\text{lbf} - \text{seg}^2} \frac{1.067\theta \frac{\text{lbf}}{100\text{pie}^2}}{100(1.703N\text{seg}^{-1})}$$

finalmente:

$$\eta = 0.2016 \frac{\theta}{N} \left[\frac{\text{lbm}}{\text{pie} \cdot \text{seg}} \right] \quad (2.3.22)$$

En unidades prácticas:

$$\eta = 300 \frac{\theta}{N} [\text{cp}] \quad (2.3.23)$$

Las expresiones (2.3.16), (2.3.17) y (2.3.19) no dependen de la viscosidad del fluido. Para fluidos Newtonianos, el esfuerzo de corte y la velocidad de corte dependen únicamente de las características geométricas y de diseño del viscosímetro:

II.3.2.3 Flujo Laminar de Fluido No-Newtonianos.

Las expresiones para flujo laminar pueden ser obtenidas de forma similar a las correspondientes del fluido Newtoniano.

En este caso, el esfuerzo cortante evaluado en el bob se obtiene de la ecuación (2.3.16).

La velocidad de corte dependerá de las constantes reológicas del fluido.

Para Bingham:

$$\dot{\gamma}_w = \frac{\pi N}{15} \frac{\beta^2}{\beta^2 - 1} + \frac{\text{gct}_p}{\eta_p} \left[\frac{2\beta^2 \ln(\beta)}{\beta^2 - 1} - 1 \right] \quad (2.3.24)$$

Para Ley de potencias :

La nomenclatura de las ecuaciones se encuentra en la página II-65

$$\gamma = \frac{\pi N}{15n} \left(\frac{\beta^2}{n} \right) \quad (2.3.25)$$

II.4 MODELOS REOLÓGICOS

Los modelos reológicos se originan debido a que no hay una ecuación matemática que defina con exactitud la reología de los fluidos.

De los fluidos no-newtonianos más abundantes, estudiados y mejor entendidos son los fluidos Seudoplásticos.

Por lo tanto para evaluar el comportamiento de los fluidos no-newtonianos, se ha desarrollado empíricamente varios modelos reológicos entre los cuales los más comúnmente empleados son:

- ⊕ **Modelo de Bingham**
- ⊕ **Modelo de Ostwald - de Waele (Ley de Potencias)**
- ⊕ **Modelo de Herschel - Bulkeley (Ley de Potencias con punto de cedencia)**

Recientemente, los modelos de Robertson - Stiff y de Casson han sido propuestos para caracterizar a los fluidos de perforación y las lechadas de cemento.

Modelos reológicos más complejos como el modelo de Ellis y el de Sisko se pueden utilizar con más frecuencia.

Los modelos reológicos satisfacen las siguientes características:

- ⊕ **Se basan directamente en mediciones obtenidas en el campo**
- ⊕ **Se aproximan en buen grado de exactitud a la relación esfuerzo de corte-velocidad de corte**

⇒ Son sencillos, pues son aplicables en el campo, los cálculos y resultados obtenidos son de utilidad para diseñar la hidráulica que satisfaga la necesidad del pozo.

II.4.1 Modelo de Newton

Este modelo propuesto por Newton, representa a los fluidos ideales, se caracteriza por una relación lineal del esfuerzo de corte y la velocidad de corte en los fluidos. La constante de proporcionalidad (μ) nos describe el comportamiento de flujo de estos fluidos.

Dicho comportamiento se muestra en el reograma de la figura 2.19. De su expresión:

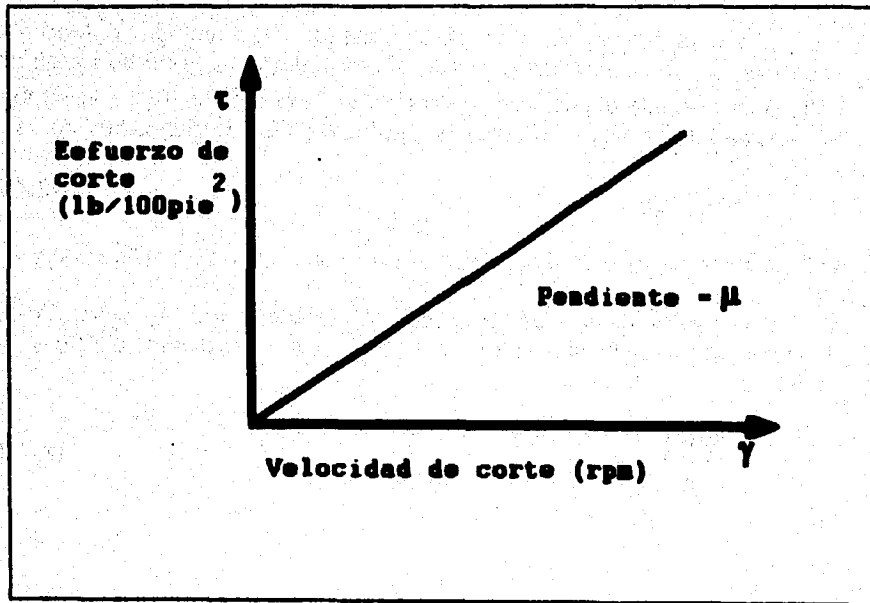


figura 2.19 reograma del modelo de Newton

$$\tau = \frac{\mu}{gc} \gamma \quad (2.4.1)$$

donde μ es la viscosidad, y es constante a cualquier velocidad de corte siempre y cuando el flujo es laminar y las propiedades del fluido no se alteren.

Ejemplo de fluidos para este modelo son los gases, agua, aceite de alta densidad.

II.4.2 Modelo de Bingham

Modelo propuesto por E.C. Bingham y Green en 1919. En este modelo los fluidos plásticos como los bentoníticos, bentoníticos densificados y emulsiones inversas tienen valores de esfuerzos de corte que también varían linealmente con la velocidad de corte, pero diferente a los fluidos newtonianos, ya que requieren del esfuerzo de cedencia (τ_0) para impartirle movimiento.

Se caracterizan por dos parámetros que los definen: esfuerzo de cedencia (τ_0), ya mencionado; y viscosidad plástica (η_p) que es la relación entre el incremento del esfuerzo de corte y el correspondiente incremento en la velocidad de corte ($\dot{\gamma}$). La ecuación teórica del flujo de dichos fluidos es:

$$\tau = \tau_0 + \eta_p \dot{\gamma} \quad (2.4.2)$$

El Reograma correspondiente a este modelo se muestra en la figura 2.6.

La determinación de la viscosidad plástica en (cp) parte de la ecuación constitutiva del modelo ecuación (2.4.2), evaluada a 600 y 300 r.p.m.

$$\tau_{600} = \frac{\eta_p}{gc} \dot{\gamma}_{600} + \tau_0 \quad (2.4.2a)$$

y

$$\tau_{300} = \frac{\eta_p}{gc} \dot{\gamma}_{300} + \tau_0 \quad (2.4.2b)$$

despejando la viscosidad plástica de las ecuaciones anteriores:

de (2.4.2a):

$$\eta_p = \frac{(\tau_{600} - \tau_0)EC}{\gamma_{600}} \quad (2.4.2c)$$

de (2.4.2b)

$$\eta_p = \frac{(\tau_{300} - \tau_0)EC}{\gamma_{300}} \quad (2.4.2d)$$

Igualando (2.4.2c) y (2.4.2d) tenemos:

$$\eta_p = \eta_p ; \frac{(\tau_{600} - \tau_0)EC}{\gamma_{600}} = \frac{(\tau_{300} - \tau_0)EC}{\gamma_{300}}$$

Desarrollando para la viscosidad plástica se tiene:

$$\eta_p = \frac{(\tau_{600} - \tau_{300})EC}{\gamma_{600} - \gamma_{300}} \quad (2.4.2e)$$

$$\eta_p = (32.17) \frac{1.0670_{600} - 1.0670_{300}}{100(1.703(600) - 1.703(300))}$$

esta expresión resulta en [lbm/plc-seg], para la viscosidad plástica en (cp) se tiene

$$\eta_p = \theta_{600} - \theta_{300} \quad (2.4.3)$$

El punto de cedencia se obtiene del modelo de Bingham evaluado a 300 r.p.m., sustituyendo la viscosidad plástica de la expresión (2.4.2e) y resolviendo para:

$$\tau_0 = \tau_{300} - \frac{EC}{EC} \left[\frac{\tau_{600} - \tau_{300}}{\gamma_{600} - \gamma_{300}} \right] \gamma_{300} \quad (2.4.2f)$$

Desarrollando esta expresión y suponiendo que $\tau = \theta$ se tiene:

$$\tau_0 = \theta_{300} - (\theta_{600} - \theta_{300}) \quad (2.4.2g)$$

pero por la ecuación (2.4.3), finalmente resulta:

$$\tau_0 = \theta_{300} - \eta_p \left[\frac{\text{lb f}}{100 \text{ pic}^2} \right] \quad (2.4.4)$$

II.4.3 Modelo de Ostwald- de Waele-Nutting

Este modelo es comúnmente conocido como modelo de Ley de potencias, es uno de los más usados en el campo de la ingeniería y una de las primeras relaciones propuestas entre el esfuerzo y la velocidad de corte. esta relación esta caracterizada por dos constantes que se expresan como:

$$\tau = K\dot{\gamma}^n \quad (2.4.5)$$

Determinación de los parámetros n y K para el modelo de Ley de Potencias.

A partir de la ecuación constitutiva del modelo ecuación (2.4.5), evaluada a 600 y 300 r.p.m., resulta:

$$\tau_{600} = K\dot{\gamma}_{600}^n \quad (2.4.5a)$$

y

$$\tau_{300} = K\dot{\gamma}_{300}^n \quad (2.4.5b)$$

despejando n de las expresiones anteriores se tiene respectivamente:

$$n = \frac{\log\left(\frac{\tau_{600}}{K}\right)}{\log(\dot{\gamma}_{600})}$$

$$n = \frac{\log\left(\frac{\tau_{300}}{K}\right)}{\log(\dot{\gamma}_{300})}$$

Igualando las expresiones anteriores y desarrollando para n se tiene:

$$n = \frac{\log\left(\frac{\tau_{600}}{\tau_{300}}\right)}{\log\left(\frac{\gamma_{600}}{\gamma_{300}}\right)} \quad (2.4.5c)$$

sustituyendo la expresión (2.3.20) en (2.4.5c) y desarrollando se tiene:

$$n = \frac{\log\left(\frac{1.0670_{600}}{1.0670_{300}}\right)}{\log(2)}$$

finalmente se tiene:

$$n = 3.32 \log \frac{\theta_{600}}{\theta_{300}} \quad (2.4.6)$$

Donde el parámetro n generalmente es llamado índice de comportamiento del flujo ó exponente de ley de potencias. Y es una medida de la No-Newtonianidad del fluido. Entre más alejado de la unidad sea el valor de n más no-newtoniano es el carácter del fluido.

El modelo de ley de potencias puede usarse para representar un fluido Seudoplástico ($n < 1$), un fluido Newtoniano ($n = 1$) o un fluido Dilatante ($n > 1$).

Despejando K del modelo, ecuación (2.4.5):

$$K = \frac{\tau_{600}}{\gamma_{600}^n}$$

Suponiendo que $\tau = \theta$ y sustituyendo la expresión (2.3.21), donde el valor de $N = 600$ se tiene finalmente:

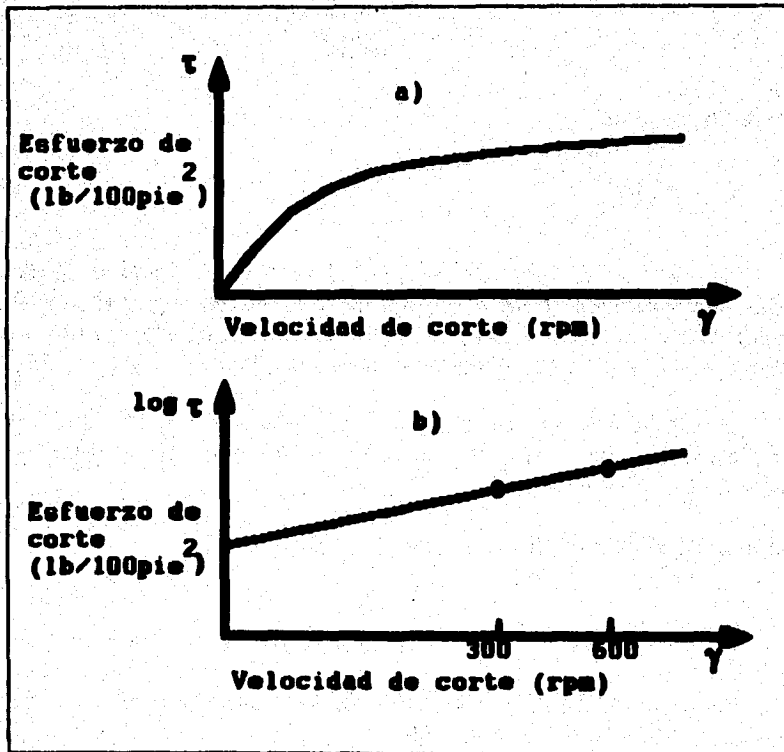
$$K = \frac{\theta_{600}}{(1020)^n} \quad (2.4.7)$$

ó si $N = 300$:

REOLOGÍA DE LOS FLUIDOS DE PERFORACIÓN

$$K = \frac{\theta_m}{(510)^n} \quad (2.4.7a)$$

El parámetro K generalmente es llamado índice de consistencia del fluido, es un término semejante a la viscosidad e indicativo de la consistencia del fluido. Es decir si el valor de K es alto, al fluido es más viscoso y viceversa. Los reogramas correspondientes a este modelo se representa en la figura 2.20.



**figura 2.20 a) ley de potencias en coordenadas cartesianas
b) ley de potencias en coordenadas logarítmicas**

El modelo de ley de potencias proporciona en campo valores de caída de presión total en el sistema más cercanos a los reales, pues se debe de

tomar en cuenta que el modelo se emplea en fluidos Seudoplásticos (preparados con polímeros)

II.4.4 Modelo de Herschel-Bulkley

También conocido como modelo de Ley de Potencias con punto de Cedencia; fue propuesto con el fin de obtener una relación más estrecha entre el modelo reológico y las propiedades de flujo de los fluidos Seudoplásticos y Dilatantes que presentan un punto de cedencia.

Este modelo esta representado por:

$$\tau = K\gamma^n + \tau_0 \quad (2.4.8)$$

Donde τ_0 representa un esfuerzo inicial o punto de cedencia.

Las constantes n y K tienen un significado similar a las constantes reológicas del modelo de Ley de Potencias.

Cuando $n = 1$ y $\tau_0 = 0$, la ecuación se reduce a la Ley de Newton ecuación (2.4.1); en tanto que si $\tau_0 \neq 0$; este modelo representa al modelo de Bingham ecuación (2.4.2); Por otro lado si $n \neq 1$ y $\tau_0 = 0$, resulta el modelo de Ley de Potencias, ecuación (2.4.8). Por este motivo, a este modelo que es más general, se le ha denominado como Modelo de Ley de Potencias Modificado, y su reograma se muestra en la figura 2.11.

Este modelo representado con la ecuación (2.4.8) presenta tres parámetros reológicos, lo cual hace difícil la evaluación de estos. Por lo que, para su solución es necesario suponer: $\tau = 0$ y $\tau_0 = \theta_0$.

Donde (θ_0) es el valor de gelatinosidad (gel inicial); considerado en este caso como una aproximación al verdadero valor de (τ_0).

Mediante la evaluación del modelo a 600 y 300 r.p.m. se tiene:

$$\tau_{600} = K\gamma_{600}^n + \tau_0$$

$$\tau_{300} = K\gamma_{300}^n + \tau_0$$

Resolviendo simultáneamente, resulta:

$$n = \frac{\log\left(\frac{\tau_{600} - \tau_0}{\tau_{300} - \tau_0}\right)}{\log\left(\frac{\gamma_{600}}{\gamma_{300}}\right)}$$

y en función de las lecturas del viscosímetro:

$$n = \frac{\log\left(\frac{\theta_{600} - \theta_0}{\theta_{300} - \theta_0}\right)}{\log(2)}$$

finalmente se tiene:

$$n = 3.32 \log \left[\frac{\theta_{600} - \theta_0}{\theta_{300} - \theta_0} \right] \quad (2.4.9)$$

Así mismo , despejando K del modelo, ecuación (2.4.8):

$$K = \frac{\tau_{600} - \tau_0}{\gamma_{600}^n}$$

$$K = \frac{\tau_{300} - \tau_0}{\gamma_{300}^n}$$

suponiendo que $\tau = \theta$ y aplicando la expresión (2.3.21) se obtiene:

$$K = \frac{\theta_{600} - \theta_0}{600^n} \quad (2.4.10)$$

ó

$$K = \frac{\theta_{300} - \theta_0}{300^n} \quad (2.4.10a)$$

El comportamiento gráfico de estos tres modelos se muestra en el reograma de la figura 2.2, donde dicha comportamiento hace una comparación en coordenadas rectangulares y logarítmicas

II.4.5 Modelo de Robertson y Stiff

Este modelo de tres parámetros o constantes reológicas fue propuesto para aproximar la reología de los fluidos de perforación y las lechadas de cemento.

El modelo proporciona la descripción de fluidos Seudoplástico y Dilatantes con punto de cedencia y se expresa como:

$$\tau = A(\dot{\gamma} + C)^B \quad (2.4.11)$$

si $\dot{\gamma} = 0$ entonces:

$$\tau = \tau_0 = AC^B \quad (2.4.12)$$

Los parámetros de A y B son iguales que K y n en los modelos de Ley de potencias respectivamente, C es un factor de correlación de la velocidad de corte:

$$\dot{\gamma} = 0 \text{ si } \tau \leq AC^B$$

$$\dot{\gamma} = 0 \text{ si } \tau > AC^B$$

II.4.6 Modelo de Casson

El modelo de Casson fue desarrollado para el estudio reológico de sistemas heterogéneos, el cual es empleado por reologistas en la industria del plástico, pinturas etc.

El modelo desarrollado por Casson es:

$$\dot{\gamma}^{1/2} = \dot{\gamma}_c^{1/2} + \left(\frac{\tau - \tau_0}{\eta} \right)^{1/2} \quad (2.4.13)$$

la ecuación (2.4.13) se puede expresar por:

$$\tau^{1/2} = \left(\frac{\eta_0 \dot{\gamma}}{g_c} \right)^{1/2} + \tau_0^{1/2} \quad (2.4.14)$$

en la cual el modelo de Casson esta representado como la relación funcional entre el esfuerzo cortante y la velocidad de corte.

II.4.7 Modelo de Ellis

Este modelo de 3 parámetros ajustables representa una relación más flexible que la de los modelos anteriores. Sin embargo este modelo es empírico y explícito en el término de la velocidad de corte en lugar del término del esfuerzo cortante.

El modelo se expresa:

$$\tau = \frac{1}{A + B\tau^{\alpha-1}} \quad (2.4.15)$$

Este modelo se aplica a fluidos sin punto de cedencia e incluye como caso especial al modelo de Newton cuando α es mayor que la unidad y τ es alto, en tanto que si A es igual a cero, el modelo se reduce al de ley de potencias.

Algunas emulsiones directas han sido reológicamente aproximadas por este modelo.

II.4.8. Modelo de Stako

El modelo supone que el comportamiento reológico de un fluido esta compuesto por un comportamiento newtoniano y no-newtoniano.

Por lo tanto, el esfuerzo de corte requerido para una velocidad de corte dada en ambos comportamientos, es la suma de los esfuerzos de corte requeridos para cada uno de ellos. Es decir mediante la simple adición de los dos comportamientos, el modelo de Sisko está definido por la relación:

$$\tau = A\dot{\gamma} + B\dot{\gamma}^n \quad (2.4.16)$$

Donde A, B y n son las constantes reológicas del fluido y tienen un significado similar a la viscosidad, índice de consistencia e índice de comportamiento del flujo respectivamente.

Como el modelo caracteriza al fluido sin punto de cedencia, el modelo puede ser modificado en la forma siguiente:

$$\tau = A\dot{\gamma} + B\dot{\gamma}^n + \tau_0 \quad (2.4.17)$$

con:

$$\dot{\gamma} = 0 \text{ si } \tau \leq \tau_0$$

y

$$\dot{\gamma} \neq 0 \text{ si } \tau > \tau_0$$

El modelo de Sisko ecuaciones (2.4.16) y (2.4.17) ajusta de manera satisfactoria los datos experimentales, en un rango amplio de velocidades de corte, para una serie de grasas de hidrocarburos y fluidos de perforación.

II.4.9 Selección del Modelo Reológico

Otro de los conceptos importantes que se estudia en la reología es la selección del modelo reológico la cual esta en función directa con el tipo de fluido que se está empleando.

Los modelos matemáticos descritos anteriormente podrán cambiar de uno a otro de acuerdo a las propiedades reológicas del fluido por analizar, este cambio es así, más cercano al modelo de Bingham, más cercano al modelo de Ley de potencias.

La selección del modelo se realiza con el método de regresión lineal en sucesión; este consiste en tomar al fluido de control, utilizando cuatro lecturas experimentales de referencia con el Viscosímetro de velocidad variable a 100, 200, 300 y 600 revoluciones por minuto, posteriormente se grafica los valores de las lecturas en coordenadas cartesianas o logarítmicas. El modelo que obtenga el coeficiente de correlación más cercano a la unidad será el seleccionado para el cálculo de la caída de presión por fricción en el sistema circulatorio. El cálculo del coeficiente de correlación se realiza con la ecuación:

$$C_c = \frac{(N_L \sum XY) - (\sum X \sum Y)}{[[N_L \sum X^2 - (\sum X)^2][N_L \sum Y^2 - (\sum Y)^2]]^{0.5}} \quad (2.4.18)$$

NOMENCLATURA

a	Aceleración	$\left[\frac{L}{T^2} \right]$
A	Constante reológica del modelo de Robertson y Stiff	$\left[\frac{FT^3}{L^2} \right]$
	Constante reológica del modelo de Ellis	$\left[\frac{L^2}{TF} \right]$
	Constante reológico del modelo de Sisko	$\left[\frac{FT}{L^2} \right]$
	Área	$[L^2]$
B	Constante reológica del modelo de Robertson y stiff	$[adim]$
	Constante reológica del modelo de Ellis	$\left[\frac{L^2}{TF} \right]$
	Constante reológica del modelo de Sisko	$\left[\frac{FT^3}{L^2} \right]$
C	Factor de corrección de la velocidad de corte en el modelo de Robertson y Stiff	$\left[\frac{1}{T^2} \right]$
C_c	Coefficiente de correlación	$[adim]$
D	Diámetro interior del Capilar	$[L]$
F	Fuerza	$[F]$
gc	Constante gravitacional	$\left[9.81 \frac{Kgm - m}{lbf - seg^2} \right] \text{ ó } \left[32.17 \frac{lbfm - pie}{lbf - seg^2} \right]$
h_c	Altura efectiva del bob	$[L]$
K	Índice de Consistencia del flujo:	

REOLOGÍA DE LOS FLUIDOS DE PERFORACIÓN

	Modelo de ley de Potencias	$\left[\frac{\text{lb} - \text{seg}^n}{100\text{pie}^2} \right]$
	Modelo de Ley de Potencias con punto de cedencia	$\left[\frac{\text{lb} - \text{rpm}}{100\text{pie}^2} \right]$
K_t	Constante del resorte de torsión	$\left[\frac{\text{FL}}{\text{grados}} \right]$
L	Longitud de la sección de prueba Viscosímetro Capilar	[L]
m	Masa	[m]
M	Torque	[FL]
μ	Viscosidad absoluta	[CP]
μ_a	Viscosidad aparente	[CP]
n	Índice de comportamiento de flujo o Exponente de la Ley de Potencias	[adim]
N	Velocidad de rotación de la camisa	[r.p.m.]
N_e	Numero de lecturas experimentales del Fann	
Q	Gasto volumétrico del flujo	$\left[\frac{\text{L}^3}{\text{T}} \right]$
r	Distancia radial	[L]
R	Radio del tubo capilar	[L]
R_b	Radio del bob	[L]
R_c	Radio de la camisa	[L]

u	Velocidad del fluido a una distancia r	$\left[\frac{L}{T} \right]$
v	Velocidad media del flujo	$\left[\frac{L}{T} \right]$
X	Velocidad de corte para la regresión lineal	[r.p.m.]
y	Distancia entre dos placas paralelas	[L]
Y	Esfuerzo de corte para la regresión lineal	$\left[\frac{\text{lb}}{100\text{pl}^2} \right]$
α	Constante reológica del modelo de Ellis	[adim]
β	Relación entre el radio de la camisa y el bob	[adim]
γ	Velocidad de corte	[seg⁻¹]
γ_w	Velocidad de corte en la pared de la tubería del capilar	[seg⁻¹]
ΔP	Caída de presión	$\left[\frac{F}{L^2} \right]$
\cap	Viscosidad a la velocidad de corte.	$\left[\frac{M}{LT} \right]$
\cap_∞	Viscosidad Infinita o limitante a la velocidad de corte elevada	$\left[\frac{ML}{T} \right]$
η_p	Viscosidad plástica	$\left[\frac{M}{LT} \right]$
θ	Deflexión del resorte	[grados]

REOLOGÍA DE LOS FLUIDOS DE PERFORACIÓN

θ_0	Lectura del gel inicial	$\left[\frac{\text{lb}}{100\text{pie}^2} \right]$
θ_{300}	Lectura del Fann equivalente @ 300 r.p.m.	$\left[\frac{\text{lb}}{100\text{pie}^2} \right]$
θ_{600}	Lectura del Fann equivalente @ 600 r.p.m.	$\left[\frac{\text{lb}}{100\text{pie}^2} \right]$
τ	Esfuerzo de corte	$\left[\frac{\text{lb}}{100\text{pie}^2} \right]$
τ_0	Esfuerzo de corte inicial	$\left[\frac{\text{lb}}{100\text{pie}^2} \right]$
τ_w	Esfuerzo cortante en la pared de la tubería capilar	$\left[\frac{\text{lb}}{100\text{pie}^2} \right]$
τ_b	Esfuerzo de corte en el bob	$\left[\frac{\text{F}}{\text{L}^2} \right]$
τ_c	Esfuerzo de corte en el cilindro	$\left[\frac{\text{F}}{\text{L}^2} \right]$
Ω	Velocidad angular de la camisa	$\left[\frac{\text{rad}}{\text{seg}} \right]$
600	Velocidad de rotación @ 600 r.p.m.	[r.p.m.]
300	Velocidad de rotación @ 300 r.p.m.	[r.p.m.]

BIBLIOGRAFÍA

- ☐ **Adams, N.: "DRILLING ENGINEERING A COMPLETE WELL PLANNING APPROACH", Penwell Books, Tulsa, Ok.**
- ☐ **Benitez H.M.A; Garalcochea P.F.; Reyes,A.C.: "APUNTES DE FLUIDOS DE PERFORACIÓN", Facultad de Ingeniería, UNAM. 1986.**
- ☐ **Beirute R.M.: "AN EVALUATION OF THE ROBERTSON- MODEL DESCRIBING RHEOLOGICAL PROPIERTIES OF DRILLING FLUIDS AND CEMENT SLURRIES"; SPEJ, N° 6505, DIC. 14 1976.**
- ☐ **Bourgoyne Jr, A.T.; Keith, K.M.; Martin, E.CH. and Young Jr, F.S.: "APPLIED DRILLING ENGINEERING", SPE Textbook Series, First edition 1986. Richardson Tx.**
- ☐ **Cortez, A.M., Martínez, L.R., y León Loya J.G.: "CARACTERIZTICAS DE DISEÑO DE UN VISCOSIMETRO CAPILAR DE LABORATORIO", IMP. Subd. Tec. de Explotación, Div Perforación. Agosto 1986.**
- ☐ **Craff, B.C.; Holden,W.R. and Graves, E.D.: "WELL DESIGN DRILLING AND PRODUCTION"; Prentice-Hall, New Jersey. 1962**
- ☐ **Lauzon, R.V. and Reid, K.I.G.: "NEW RHEOLOGICAL MODEL OFFERS FIELD ALTERNATIVE", Oil and Gas Journal; mayo 21 1971.**
- ☐ **León Loya, J.G.: "FUNDAMENTOS DE REOLOGIA NO-NEWTONIANA Y VISCOSIMETROS CAPILARES Y ROTACIONAL", IMP. Subdirección general de Exploración y Explotación. México 1987.**
- ☐ **"MANUAL DE HIDRÁULICA PARA INSPECTORES DE REPARACIÓN Y TERMINACIÓN DE POZOS" IMP-PEMEX.**

- ① **Robertson, R.E. and Stiff, H.A.: "IMPROVED MATHEMATICAL MODEL FOR RETING SHEAR STRESS TO HEAR RATE IN DRILLING FLUIDS AND CEMENT SLURRIES", Oct. Pet. Journal, Engineering; Febrero 1976.**
- ① **Savin, J.G.: "GENERALIZED NEWTONIAN (PSEUDOPLASTIC) FLOW IN STATIONARY PIPES AND ANNULI", Magnolia Petroleum Co. Dallas Tx. Vol. 213 1968.**
- ① **Van Wazer Jr., et al. : "VISCOSITY AND FLOW MEASUREMENT: A LABORATORY HANDBOOK OF RHEOLOGY", Interscience Publishers. 1968**
- ① **Wehl, H.M.: "DESIGNING FOR NON- NEWTONIAN FLUIDS", Mesanto Company, Springfield, Mass. (serie de 5 partes) 1968.**



PÉRDIDAS DE PRESIÓN POR FRICCIÓN EN EL SISTEMA CIRCULATORIO DEL POZO

Quando el fluido esta circulando a través del sistema ocurre una fricción entre el fluido y las paredes de la tubería así como del pozo, y entre las capas del mismo fluido, esto se traduce en consumo de energía.

La importancia de determinar las pérdidas de presión por fricción en el pozo apoyará los estudios de:

- ⇒ Presiones de fondo a condiciones dinámicas
- ⇒ Densidad equivalente de circulación
- ⇒ Determinar la hidráulica óptima
- ⇒ Determinar las presiones generadas por movimiento de tuberías
- ⇒ Determinar las presiones superficiales y de fondo durante la circulación de un brote.

Debido al aumento en los caballos de fuerza empleados en el sistema de bombeo del volumen de lodo, es necesario llevar a cabo un análisis de las pérdidas de presión por fricción con la finalidad de seleccionar el equipo que tenga el rendimiento necesario

El fundamento matemático se basa en:

- ⇒ Ecuación de energía (ley de la energía 1ª Ley de la termodinámica)
- ⇒ Ecuación de continuidad (conservación de masa)
- ⇒ Ecuación de momento (2ª Ley de Newton)

También se hace uso de:

- ⇒ Ecuaciones de Estado:
 - Fluido Incompresible
 - Fluido Compresible

⇒ **Modelos Reológicos**

Modelo de Bingham

Modelo de Ley de Potencias

Modelo de Ley de Potencias con Punto de Cedencia

Las pérdidas de presión por fricción son proporcionales a: la densidad, la viscosidad, diámetro de la tubería a través de la cual se bombea el fluido, y el gasto de flujo.

Dentro del sistema circulatorio de un pozo, Pueden definirse cuatro secciones principales en las cuales se tienen las caídas de presión por fricción; estas son:

⇒ **Conexiones superficiales**

⇒ **Interior de la carta de perforación (excluyendo la barrena)**

⇒ **Barrena**

⇒ **Espacio Anular**

En la figura 3.1 se muestra las caídas de presión en el sistema hidráulico del pozo.

III.1 PRESIÓN SUPERFICIAL

La presión superficial (P_s) es la presión que se necesita para circular los fluido de perforación en el sistema y esta representado por la suma de las pérdidas de presión por fricción a que esta sujeta el fluido durante su recorrido.

La ecuación de balance de energía se representa de la siguiente forma:

$$\Delta \left[U + \frac{P}{\rho} + \frac{V^2}{2gc} + \frac{g}{gc} Z \right] = Q^A + W$$

En donde el término U corresponde a la energía interna por unidad de masa, el término $V^2/2gc$, es la energía por unidad de masa; gZ/gc , es la energía potencial por unidad de masa; P/ρ , es la energía de compresión; Q^A , representa el calor por unidad de masa; y finalmente, W es el trabajo por unidad de masa.

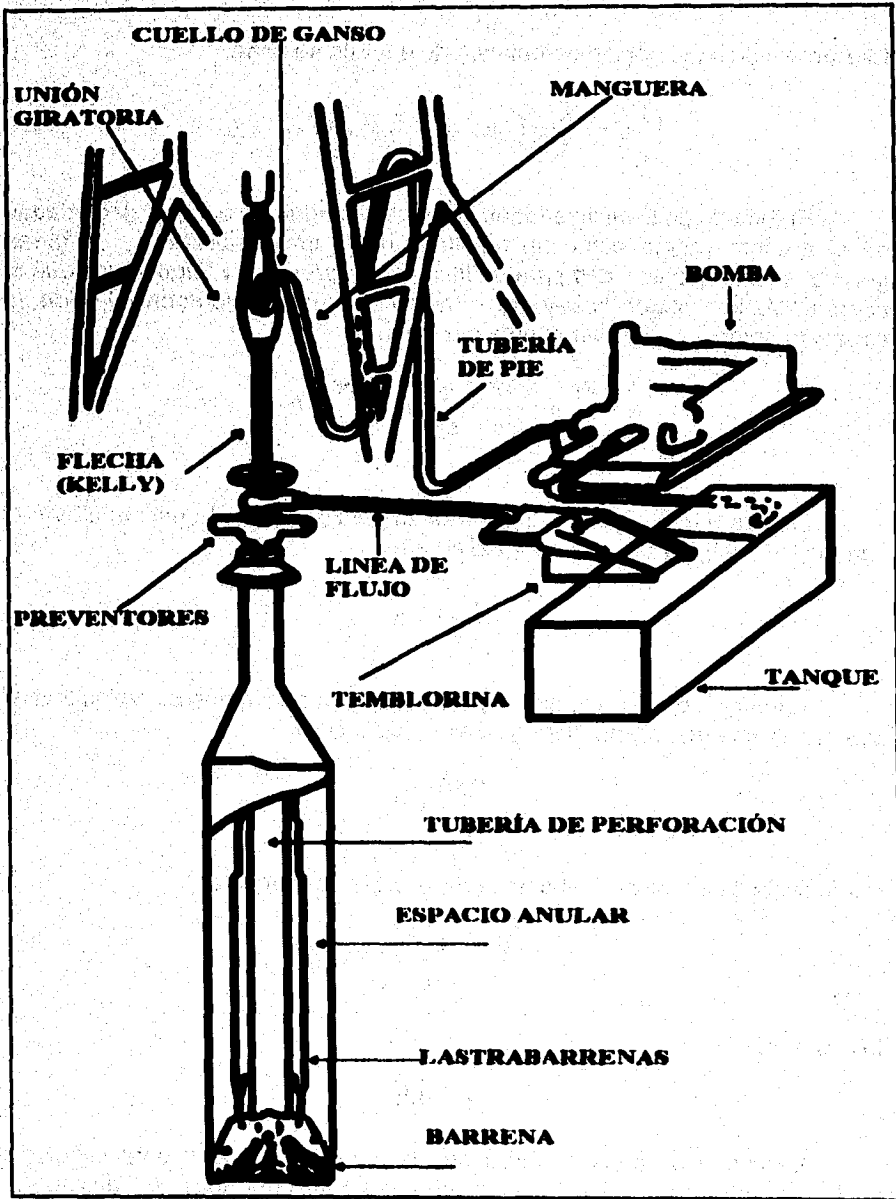


figura 3.1 caídas de presión por fricción en el sistema hidráulico

PÉRDIDAS DE PRESIÓN POR FRICCIÓN EN EL SISTEMA CIRCULATORIO DEL POZO.

Desarrollando la ecuación de balance de energía se tiene:

$$\int \frac{1}{\rho} dP + \frac{1}{2gc} \int VdV + \frac{g}{gc} \int dZ + W + F = 0$$

El término de F incluye todas aquellas pérdidas de energía degradadas de la energía interna como un resultado de la irreversibilidad, y en forma general se expresa por dPf para un fluido incompresible, y suponiendo que el fluido no realiza ningún trabajo, ni el medio efectúa trabajo sobre el fluido, la ecuación anterior puede ser expresada como:

$$\frac{dP}{\rho} + \frac{VdV}{2gc} + \frac{g}{gc} dZ - \frac{dPf}{\rho} = 0$$

Debido a que el fluido entra al pozo y sale de él a la misma altura, el cambio de energía potencial es igual a cero

$$\frac{g}{gc} dZ = 0$$

Además, suponiendo que el fluido entra y sale a la misma velocidad, el cambio de energía interna será también igual a cero.

$$\frac{VdV}{2gc} = 0$$

Por lo tanto, la ecuación de balance de energía se reduce a:

$$\frac{dp}{\rho} - \frac{dPf}{\rho} = 0$$

Por lo que:

$$dp = dPf$$

La expresión anterior indica que la presión necesaria para circular el fluido de perforación a través del sistema hidráulico del pozo, es únicamente la presión necesaria para vencer las pérdidas de presión por fricción en cada una de las secciones que lo componen.

Por lo que la ecuación de balance de energía mecánica se reduce a:

$$\Delta P = dPf$$

La expresión anterior indica que la caída de presión en una sección interior o espacio anular es debida únicamente a la fricción

Que a final de cuentas esta presión del sistema se traduce en la presión superficial o presión de bombeo.

Así entonces:

$$P_s = \Delta P_f \quad (3.1.1)$$

Donde la expresión (3.1.1) dependerá del modelo reológico y del régimen de flujo.

Por lo tanto:

$$\Delta P_f = \Delta P_{cs} + \Delta P_{tp} + \Delta P_{nb} + \Delta P_{colb} + \Delta P_{estp} \quad (3.1.2)$$

A fin de determinar la presión superficial de bombeo es necesario determinar las caídas de presión por fricción en cada una de las secciones que componen el sistema circulatorio del pozo.

III.2 ETAPAS DE FLUJO

Con base en la figura 3.2 se analiza el fluido de circulación pasando varias etapas de flujo. En la primer etapa no hay flujo; la presión es insuficiente para producir un esfuerzo de corte en las paredes de la tubería que exceda la fuerza de fricción en el sistema. La fuerza máxima en "A" es el (punto de calma).

La segunda etapa ocurre cuando la presión es suficiente para mover el fluido en forma de tapón. Esta porción corresponde al denominado flujo tapón sección "A-B".

En la tercer etapa la presión aumenta generando una velocidad diferencial debido a la fricción entre T.R. y T.P; dando como resultado máxima velocidad en la posición central del espacio anular; punto "B-C"; y se denomina inicio del Flujo Laminar o Flujo Incompleto.

En la cuarta etapa el movimiento es más rápido en la parte central del espacio anular debido a la aplicación de una presión mayor. Así el frente

* La nomenclatura de las ecuaciones se encuentra en la página III-108

de velocidad cambia de semiplana; hasta que toma la forma de una parábola, como se muestra en la sección "C-D" a esta se le llama Flujo Laminar.

III.2.1 Flujo Laminar

En régimen laminar, las partículas de un fluido se mueven en líneas recta, paralelas al eje longitudinal del conducto y las capas adyacente del fluido se deslizan una sobre otras sin mezclarse.

En este caso las expresiones que relacionan el gasto de flujo y las caídas de presión por fricción, pueden ser constitutivas (Modelos Reológicos de los fluidos)

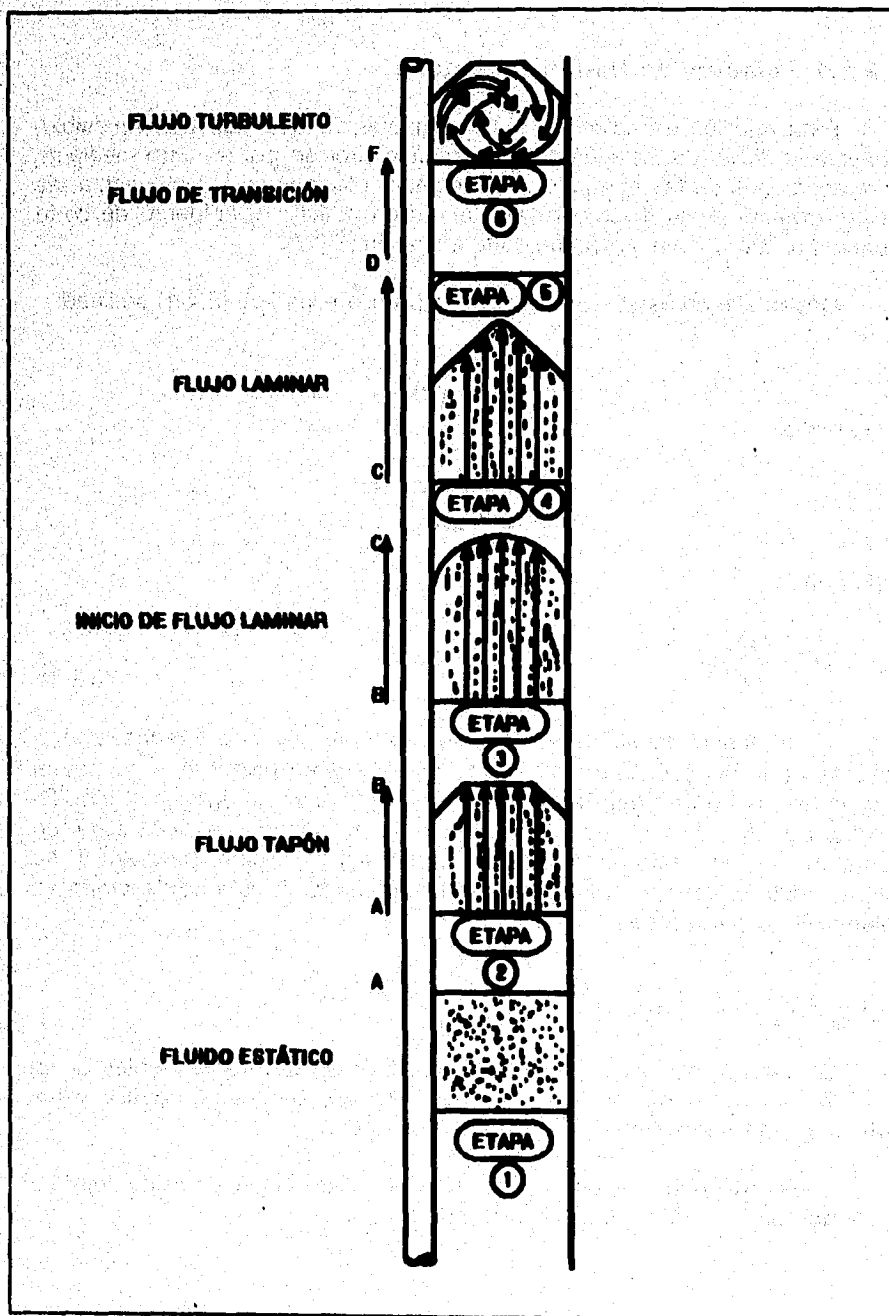


figura 3.2 periodos de flujo

III.2.1.1 Relación de Hagen-Poiseuille.

Esta relación es aplicable al flujo laminar de un fluido incompresible, newtoniano, fluyendo a través de un conducto circular; por lo tanto mediante las aplicaciones de las ecuaciones de estado, continuidad y movimiento, es posible obtener de la ley de Newton ecuación (2.4.1): el esfuerzo de corte ecuación (2.3.2) y la velocidad de corte ecuación (2.3.7).

Desarrollando estas dos ecuaciones para la ecuación (2.4.1) se tiene:

$$\frac{DAP}{4L} = \frac{\mu 8v}{gcD}$$

por lo tanto:

$$\frac{DP}{L} = \frac{32v\mu}{gcD^2}$$

finalmente :

$$\Delta P = \frac{32VL\mu}{gcD^2} \quad (3.2.1)$$

Si aumentamos aún más la velocidad, las partículas empezaran a moverse en forma caótica desordenada; a esta quinta parte se le denomina la zona de Transición del Flujo, o que se inicia el cambio de flujo; punto "D-F" (figura 3.2). Al continuar aumentando la velocidad del flujo llega un momento en que las partículas se salen del camino paralelo y se entremezclan en forma completamente desordenada. A esta sexta etapa se le llama Flujo Turbulento

III.2.2 Flujo Turbulento

Se caracteriza por la fluctuación del flujo en los componentes de la velocidad en todas direcciones; es decir, el flujo, se vuelve caótico y las partículas del fluido se mueven en todas direcciones.

Las pérdidas de presión por fricción y el gasto volumétrico de flujo, se relacionan en función del llamado factor de fricción.

III.2.3 Factor de Fricción

Una vez que se haya establecido que el patrón de flujo es turbulento, o transicional, la determinación de las caídas de presión por fricción debe basarse en correlaciones empíricas. Las correlaciones más ampliamente usadas se basan en una cantidad adimensional conocida como factor de fricción.

En general el factor de fricción es un parámetro adimensional, definido por la relación entre el esfuerzo cortante y la energía cinética por unidad de volumen del fluido, es decir:

$$\phi = \frac{\Phi_k}{AEk} \quad (3.2.2)$$

La ecuación (3.2.2) se reduce a:

$$f = \frac{d}{2\rho V^2} \frac{dp_f}{dL} \quad (3.2.3)$$

Otra de las formas más comunes de representar el factor de fricción es:

$$f = \frac{2\tau_w c}{\rho V^2} \quad (3.2.4)$$

La expresión anterior es conocida como la ecuación de Fanning, aplicable a cualquier tipo de fluido, fluyendo en régimen turbulento, siempre y cuando el valor del factor de fricción (f), sea propiamente determinado.

En régimen Laminar, el valor del factor de fricción deberá ser tal que las expresiones de Hagen-Poiseuille y de Fanning proporcionen el mismo valor para la caída de presión por fricción.

Además la ecuación de Fanning puede extenderse a la región de flujo laminar si el factor de fricción para la región laminar se define por:

$$f = \frac{16\mu}{DV\rho} = \frac{16}{NRe} \quad (3.2.5)$$

El factor de fricción puede ser determinado partiendo de correlaciones experimentales, tales como la correlación de Moody, Blasius, Von Karman-Nikurdasen, Dodge y Metzner, etc.

Para conocer que régimen de flujo hay en cada sección de tubería y espacio anular se utiliza el número de Reynolds.

III.2.4 El Número de Reynolds .

El número de Reynolds (NRe) se define como la relación que existe entre las fuerzas viscosas y las fuerzas de inercia, se expresa en unidades directas como:

$$NRe = \frac{V_p \rho d}{\mu_p} \quad (3.2.6)$$

Donde:

$$V_p = [\text{pie/seg}]$$

$$\rho = [\text{lb/pie}^3]$$

$$d = [\text{pie}]$$

$$\mu_p = [\text{lb/pie - seg}]$$

En unidades consistentes:

$$NRe = 928 \frac{V_p \rho d}{\mu} \quad (3.2.7)$$

Donde:

$$V_p = [\text{pie/seg}]$$

$$\rho = [\text{lb/gal}]$$

$$d = [\text{pg}]$$

$$\mu = [\text{cp}]$$

La determinación del flujo se realiza comparando los valores del número de Reynolds existentes en la región de interés con el número de Reynolds crítico.

Para propósitos prácticos, el flujo de un fluido Newtoniano en tuberías generalmente se considera laminar si el número de Reynolds es menor de 2100 y turbulento si el número de Reynolds es mayor a 2100.

III.3 ECUACIONES PARA LA DETERMINACIÓN DE LAS PÉRDIDAS DE PRESIÓN POR FRICCIÓN

III.3.1 Caída de Presión en Conexiones Superficiales.

Las conexiones superficiales se componen de:

- ⊖ Tubería vertical (standpipe)
- ⊖ Manguera.
- ⊖ Unión giratoria
- ⊖ Tubo lavador
- ⊖ Flecha o Kelly

Para efecto de cálculo de las caídas de presión por fricción se estableció incluir las conexiones superficiales en secciones de tubería equivalente, como se muestra la tabla 3.1. Los cálculos se realizan tomando una longitud equivalente de acuerdo al tipo de equipo; aplicando las ecuaciones de caídas de presión para la sección correspondiente al interior de la sarta.

PÉRDIDAS DE PRESIÓN POR FRICCIÓN EN EL SISTEMA CIRCULATORIO DEL POZO.

COMPONENTES DE LAS CONEXIONES SUPERFICIALES			COMBINACIONES TÍPICAS (CASOS)					
			CASO 2		CASO 3		CASO 4	
			Di	L	Di	L	Di	L
			PE	m	PE	m	PE	m
TUBERÍA DE PIE			3.50	12.2	4.00	13.7	4.00	13.7
MANGUERA			2.50	16.8	3.00	16.8	3.00	16.8
TUBO LAVADOR DE LA UNIÓN GIRATORIA Y CUELLO DE GANSO			2.50	1.5	2.50	1.5	3.00	1.8
FLECHA			3.25	12.2	3.25	12.2	4.0	12.2
TUBERÍA DE PERFORACIÓN			LONGITUD EQUIVALENTE DE LAS CONEXIONES SUPERFICIALES EN METROS DE TUBERÍA DE PERFORACIÓN					
Do (pulg)	PESO	Di (pulg)						
3.50	13.30	2.764	49.10	-----	-----	-----	-----	
4.50	16.60	3.826	232.00	146.00	-----	103.70	-----	
5.00	19.50	4.276	-----	248.80	-----	176.50	-----	

tabla 3.1 conexiones superficiales

III.3.2 Caídas de Presión en el Interior de la Sarta

Las caídas de presión en el interior de la sarta se producen en:

- ⊖ Tubería de Perforación
- ⊖ Juntas (tool-joint)
- ⊖ Lastrabarreras
- ⊖ Tubería extrapesada
- ⊖ Estabilizadores, etc.

Para el cálculo de las caídas de presión en el interior se utilizan las siguientes ecuaciones, de acuerdo con los modelos reológicos correspondientes.

III.3.2.1 MODELO DE BINGHAM (PARA INTERIOR DE TUBERÍA)

Viscosidad Plástica:

$$\mu_p = \theta_{400} - \theta_{200} \quad (2.4.3)$$

Punto de cedencia:

$$\tau_y = \theta_{200} - \mu_p \quad (2.4.4)$$

Velocidad de flujo:

$$V = 24.51 \frac{Q}{D_i^3} \quad (3.3.1)$$

Velocidad crítica:

$$V_c = \frac{7.75\mu_p + 7.75\sqrt{\mu_p^2 + 109.83\rho D_i^2 \tau_y}}{\rho D_i} \quad (3.3.2)$$

Número de Reynolds:

$$NRe = 129 \frac{D_i V \rho}{\mu_p} \quad (3.3.3)$$

Factor de fricción:

$$f = \frac{0.079}{NRe^{0.25}} \quad (3.3.4)$$

Caída de presión por fricción (régimen laminar):

$$\Delta P_f = \frac{V\mu_p L}{38908 D_i^2} + \frac{\tau_y L}{913 D_i} \quad (3.3.5)$$

Caída de presión por fricción (régimen turbulento):

$$\Delta P_f = \frac{f \rho V^2 L}{4825 D_i} \quad (3.3.6)$$

* La nomenclatura de las ecuaciones se encuentra en la página III-108

III.3.2.2 MODELO DE LEY DE POTENCIAS (PARA INTERIOR DE TUBERÍA)

Índice de comportamiento de flujo:

$$n = 3.32 \log \left(\frac{\theta_{600}}{\theta_{300}} \right) \quad (2.4.6)$$

Índice de consistencia:

$$k = \frac{\theta_{600}}{1022^n} = \frac{\theta_{300}}{511^n} \quad (2.4.7)$$

$$k = \frac{2\mu_p + \tau_y}{1022^n} = \frac{\mu_p + \tau_y}{511^n} \quad (2.4.7a)$$

Velocidad de flujo:

$$V = 24.51 \frac{Q}{D_i^2} \quad (3.3.1)$$

Número de Reynolds:

$$NRe = \frac{\rho V^2}{2.319K} \left[\frac{2.5D_i n}{V(3n+1)} \right]^n \quad (3.3.7)$$

Número de Reynolds crítico Laminar-Transición:

$$NRe_{LT} = 3470 - 1370n \quad (3.3.8)$$

Número de Reynolds crítico Turbulento-Transición:

$$NRe_{TT} = 4270 - 1370n \quad (3.3.9)$$

Factor de fricción en régimen turbulento:

$$a = \frac{\log(n) + 3.93}{50} \quad (3.3.10)$$

* La nomenclatura de las ecuaciones se encuentra en la página III-108

$$b = \frac{1.75 - \log(n)}{7} \quad (3.3.11)$$

finalmente:

$$f = \frac{a}{NRe^b} \quad (3.3.12)$$

Factor de fricción en régimen de transición:

$$f = \frac{16}{NRe_{LT}} + \left[\frac{NRe - NRe_{LT}}{800} \right] \left[\frac{a}{NRe_{TT}} - \frac{16}{NRe_{LT}} \right] \quad (3.3.13)$$

Caída de presión por fricción (régimen turbulento-transición):

$$\Delta P_f = \frac{f \rho V^2 L}{4825 D_i} \quad (3.3.14)$$

Caída de presión por fricción (régimen laminar):

$$\Delta P_f = \frac{KL}{1300.5 D_i} \left[\frac{(3n+1)V}{2.5 D_i n} \right]^n \quad (3.3.15)$$

III.3.2.3 MODELO DE LEY DE POTENCIAS CON PUNTO DE CEDENCIA (PARA INTERIOR DE TUBERÍA)

Índice de comportamiento de flujo:

$$n = 3.32 \log \left[\frac{\theta_{600} - \theta_0}{\theta_{300} - \theta_0} \right] \quad (2.4.9)$$

$$n = 3.32 \log \left[\frac{2\mu_p + \tau_y - \theta_0}{\mu_p + \tau_y - \theta_0} \right] \quad (2.4.9a)$$

* La nomenclatura de las ecuaciones se encuentra en la página III-108

Índice de consistencia:

$$k = \frac{\theta_{600} - \theta_0}{600^n} = \frac{\theta_{300} - \theta_0}{300^n} \quad (2.4.10)$$

$$k = \frac{2\mu_p + \tau_y - \theta_0}{600^n} = \frac{\mu_p + \tau_y - \theta_0}{300^n} \quad (2.4.10a)$$

Velocidad de flujo:

$$V = 24.51 \frac{Q}{D_i^2} \quad (3.3.1)$$

Factor geométrico:

$$G = \left[\frac{3n+1}{4n} \right] 8.13n(0.123)^{\frac{1}{n}} \quad (3.3.16)$$

Velocidad de rotación equivalente:

$$R = 0.939 \frac{GV}{D_i} \quad (3.3.17)$$

Lectura fann equivalente:

$$\theta = \theta_0 + kR^n \quad (3.3.18)$$

Número de Reynolds de flujo:

$$NRe = \frac{\rho V^2}{2.4740} \quad (3.3.19)$$

Número de Reynolds crítico Laminar-Transición:

$$NRe_{c.L.T} = 3470 - 1370n \quad (3.3.8)$$

Número de Reynolds crítico Turbulento-Transición:

$$NRe_{CT} = 4270 - 1370n \quad (3.3.9)$$

Factor de fricción régimen turbulento

$$a = \frac{\log(n) + 3.93}{50} \quad (3.3.10)$$

$$b = \frac{1.75 - \log(n)}{7} \quad (3.3.11)$$

finalmente:

$$f = \frac{a}{NRe^b} \quad (3.3.12)$$

Factor de fricción régimen de transición:

$$f = \frac{16}{NRe_{CL}} + \left[\frac{NRe - NRe_{CL}}{800} \right] \left[\frac{a}{NRe_{CT}^b} - \frac{16}{NRe_{CL}} \right] \quad (3.3.13)$$

Caída de presión por fricción (régimen turbulento o transición):

$$\Delta P_f = \frac{f \rho V^2 L}{48251 D_1} \quad (3.3.14)$$

Caída de presión por fricción (régimen laminar):

$$\Delta P_f = \frac{64 L}{1218.8 D_1} \quad (3.3.20)$$

III.3.3 Caidas de Presión por Fricción en la Barrena

Las caídas de presión por fricción en la barrena se deben principalmente al cambio en la velocidad (energía cinética) del fluido fluyendo a través de una restricción corta (toberas).

Considerando que la mayor pérdida en la circulación del fluido existe en las toberas se tiene la siguiente expresión:

PÉRDIDAS DE PRESIÓN POR FRICCIÓN EN EL SISTEMA CIRCULATORIO DEL POZO.

$$\Delta P_b = \frac{\rho V_n^2}{1238} \quad (3.3.21)$$

de aquí en unidades prácticas

$$V_n = \sqrt{\frac{1238 \Delta P_b}{\rho}} \quad (3.3.22)$$

Como la velocidad real es siempre menor que la velocidad calculada se introduce un factor de corrección o coeficiente de descarga (C_d) para compensar esa diferencia.

$$V_n = C_d \sqrt{\frac{1238 \Delta P_b}{\rho}} \quad (3.3.23)$$

Por otro lado la velocidad en las toberas es igual a

$$v = \frac{Q}{A} \quad (3.3.23a)$$

$$V_n = \frac{Q}{3.117 A_t} \quad (3.3.23b)$$

igualando (3.3.23a) con (3.3.23b) tenemos:

$$\frac{Q}{3.117} = C_d \sqrt{\frac{1238 \Delta P_b}{\rho}}$$

Despejando ΔP_b que es la caída de presión por fricción en la barrena

$$\Delta P_b = \frac{Q^2 \rho}{C_d^2 A_t^2 1238} \quad (3.3.23c)$$

La expresión (3.3.23c) expresada en términos de gasto volumétrico y en unidades prácticas de campo:

$$\Delta P_b = \frac{Q^2 \rho}{16511.7 A_t^2} \quad (3.3.24)$$

* La nomenclatura de las ecuaciones se encuentra en la página III-108

Que es la caída de presión por fricción en la barrena. Para el área de toberas en barrenas tricónicas se tiene :

$$A_t = \frac{\pi}{4096} (d_i^2 + d_o^2 + d_i^2) \quad (3.3.25)$$

III.3.4 Caída de Presión por Fricción en el Espacio Anular

La caída de presión en el espacio anular se produce entre la superficie externa de la sarta y la superficie interior de la tubería de revestimiento (T.R.) o del diámetro del agujero según sea el caso.

Similar al calculo de caídas de presión para el interior se utiliza las ecuaciones modificadas para el espacio anular y sus respectivos modelos reológicos.

III.3.4.1 MODELO DE BINGHAM (PARA ESPACIO ANULAR)

Viscosidad Plástica:

$$\mu_p = \theta_{lim} - \theta_{200} \quad (2.4.3)$$

Punto de cedencia:

$$\tau_y = \theta_{200} - \mu_p \quad (2.4.4)$$

Velocidad de flujo:

$$V = 24.51 \frac{Q}{(D_n^2 - D_e^2)} \quad (3.3.26)$$

Velocidad crítica:

$$V_c = \frac{7.75\mu_p + 7.75\sqrt{\mu_p^2 + 82.37\rho(D_n^2 - D_e^2)\tau_y}}{\rho(D_n - D_e)} \quad (3.3.27)$$

* La nomenclatura de las ecuaciones se encuentra en la página III-108

Número de Reynolds de flujo:

$$NRe = 129 \frac{(D_a - D_e)V\rho}{\mu_p} \quad (3.3.28)$$

Factor de fricción:

$$f = \frac{0.079}{NRe^{0.25}} \quad (3.3.4)$$

Caída de presión por fricción régimen laminar:

$$\Delta P_f = \frac{V\mu_p L}{259387(D_a - D_e)^2} + \frac{\tau_y L}{812.6(D_a - D_e)} \quad (3.3.29)$$

Caída de presión por fricción (régimen turbulento):

$$\Delta P_f = \frac{f\rho V^2 L}{48251(D_a - D_e)} \quad (3.3.30)$$

III.3.4.2 MODELO DE LEY DE POTENCIAS (PARA ESPACIO ANULAR)

Índice de comportamiento de flujo:

$$n = 3.32 \log \left(\frac{\theta_{600}}{\theta_{300}} \right) \quad (2.4.6)$$

$$n = 3.32 \log \left[\frac{2\mu_p + \tau_y}{\mu_p + \tau_y} \right] \quad (2.4.6a)$$

Índice de consistencia:

$$k = \frac{\theta_{600}}{1022^n} = \frac{\theta_{300}}{511^n} \quad (2.4.7)$$

* La nomenclatura de las ecuaciones se encuentra en la página III-108

$$k = \frac{2\mu_p + \tau_y}{1022^n} = \frac{\mu_p + \tau_y}{511^n} \quad (2.4.7a)$$

Velocidad de flujo:

$$V = 24.51 \frac{Q}{(D_a^2 - D_c^2)} \quad (3.3.26)$$

Número de Reynolds:

$$NRe = \frac{\rho V^2}{1.65K} \left[\frac{1.25(D_a - D_c)^n}{V(2n+1)} \right]^n \quad (3.3.3)$$

Número de Reynolds crítico Laminar-Transición:

$$NRe_{CLT} = 3470 - 1370n \quad (3.3.8)$$

Número de Reynolds crítico Turbulento-Transición:

$$NRe_{CTT} = 4270 - 1370n \quad (3.3.9)$$

Factor de fricción en régimen turbulento:

$$a = \frac{\log(n) + 3.93}{50} \quad (3.3.10)$$

$$b = \frac{1.75 - \log(n)}{7} \quad (3.3.11)$$

finalmente:

$$f = \frac{a}{NRe^b} \quad (3.3.12)$$

Factor de fricción régimen transición:

$$f = \frac{24}{NRe_{CL}} + \left[\frac{NRe - NRe_{CL}}{800} \right] \left[\frac{a}{NRe_{CT}^b} - \frac{24}{NRe_{CL}} \right] \quad (3.3.32)$$

Caída de presión por fricción (régimen turbulento y de transición)

$$\Delta P_f = \frac{f \rho V^2 L}{48251(D_a - D_e)} \quad (3.3.30)$$

Caída de presión por fricción (régimen laminar)

$$\Delta P_f = \frac{kL}{1300.5(D_e - D_a)} \left[\frac{(2n+1)V}{1.25(D_a - D_e)^n} \right]^n \quad (3.3.33)$$

**III.3.4.3 MODELO DE LEY DE POTENCIAS CON PUNTO DE CEDENCIA
(PARA ESPACIO ANULAR)**

Índice de comportamiento de flujo:

$$n = 3.32 \log \left[\frac{\theta_{600} - \theta_0}{\theta_{300} - \theta_0} \right] \quad (2.4.9)$$

$$n = 3.32 \log \left[\frac{2\mu_p + \tau_y - \theta_0}{\mu_p + \tau_y - \theta_0} \right] \quad (2.3.9a)$$

Índice de consistencia:

$$k = \frac{\theta_{600} - \theta_0}{600^n} = \frac{\theta_{300} - \theta_0}{300^n} \quad (2.4.10)$$

$$k = \frac{2\mu_p + \tau_y - \theta_0}{600^n} = \frac{\mu_p + \tau_y - \theta_0}{300^n} \quad (2.4.10a)$$

Velocidad de flujo:

$$V = 24.51 \frac{Q}{(D_a^2 - D_e^2)} \quad (3.3.27)$$

*** La nomenclatura de las ecuaciones se encuentra en la página III-108**

Factor geométrico:

$$\alpha = \frac{D_2}{D_1} \quad (3.3.34)$$

$$X = 0.37n^{-0.14} \quad (3.3.35)$$

$$c = 1 - (1 - \alpha^X)^{\frac{1}{X}} \quad (3.3.36)$$

finalmente:

$$G = \left[\frac{(3-c)n+1}{(4-c)n} \right] \left(1 + \frac{c}{2} \right) \left[8.13n \left(0.123^{\frac{1}{n}} \right) \right] \quad (3.3.37)$$

Velocidad de rotación equivalente:

$$R = 0.939 \frac{GV}{(D_1 - D_2)} \quad (3.3.38)$$

Lectura fann equivalente:

$$\theta = \theta_0 + kR^n \quad (3.3.39)$$

Numero de Reynolds:

$$NRc = \frac{\rho V^2}{2.474\theta} \quad (3.3.19)$$

Factor de fricción para régimen turbulento:

$$n = \frac{\log(n) + 3.93}{50} \quad (3.3.10)$$

$$b = \frac{1.75 - \log(n)}{7} \quad (3.3.11)$$

finalmente:

$$f = \frac{n}{NRe^b} \quad (3.3.12)$$

Factor de fricción para régimen transición

$$f = \frac{24}{NReCL} + \left[\frac{NRe - NReCL}{800} \right] \left[\frac{n}{NReCT^b} - \frac{24}{NReCL} \right] \quad (3.3.13a)$$

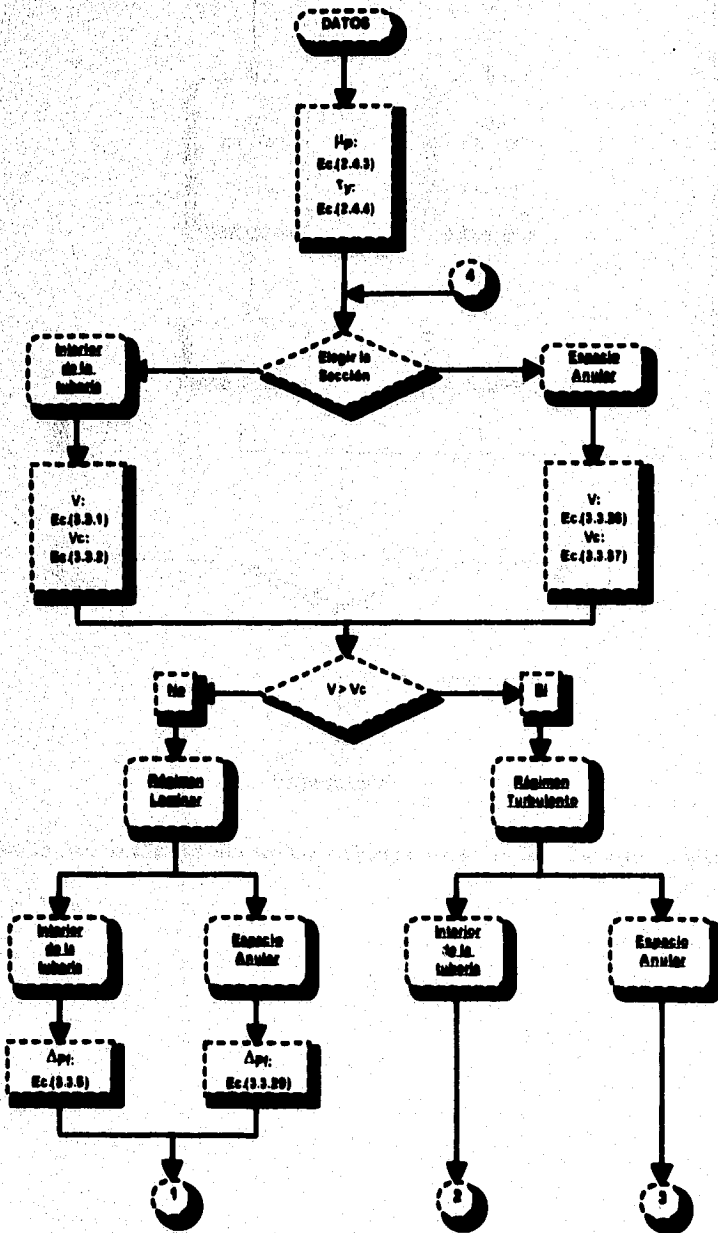
Caída de presión por fricción (régimen Turbulento y Transición):

$$\Delta P = \frac{f \rho V^2 L}{48251(D_o - D_i)} \quad (3.3.31)$$

Caída de presión por fricción (régimen laminar):

$$\Delta P = \frac{64L}{1218.8(D_o - D_i)} \quad (3.3.41)$$

DIAGRAMA DE FLUJO PARA EL MODELO DE BINGHAM



PÉRDIDAS DE PRESIÓN POR FRICCIÓN EN EL SISTEMA CIRCULATORIO DEL POZO.

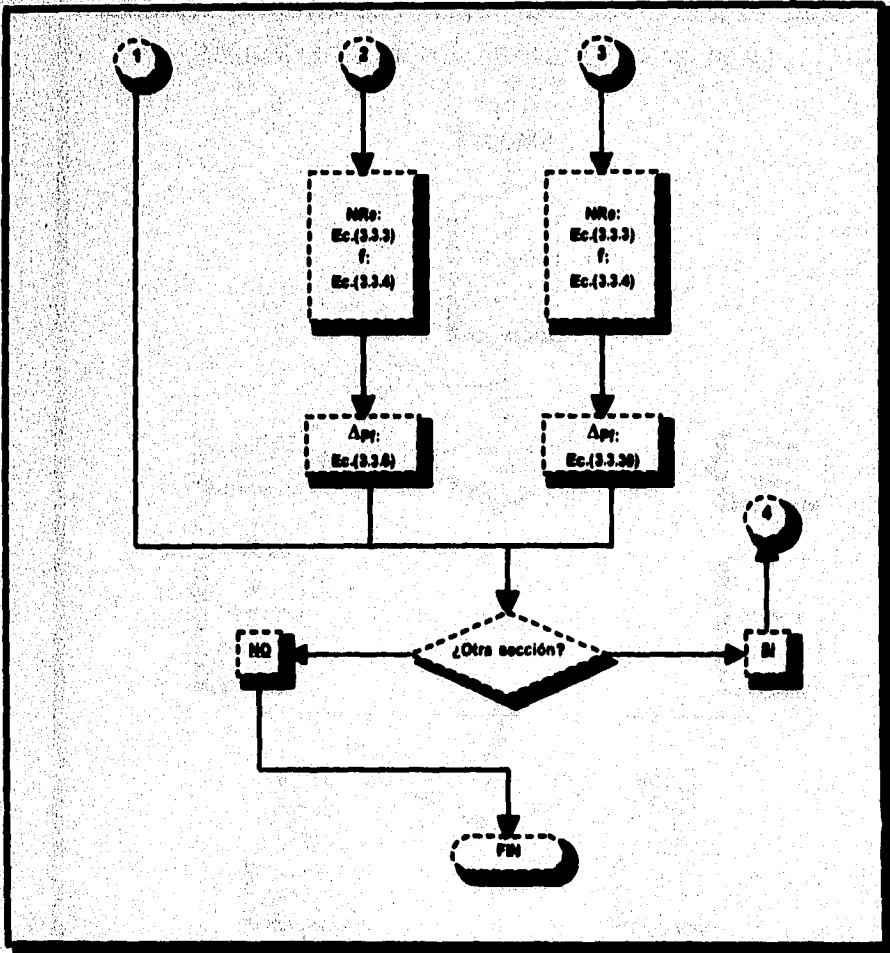
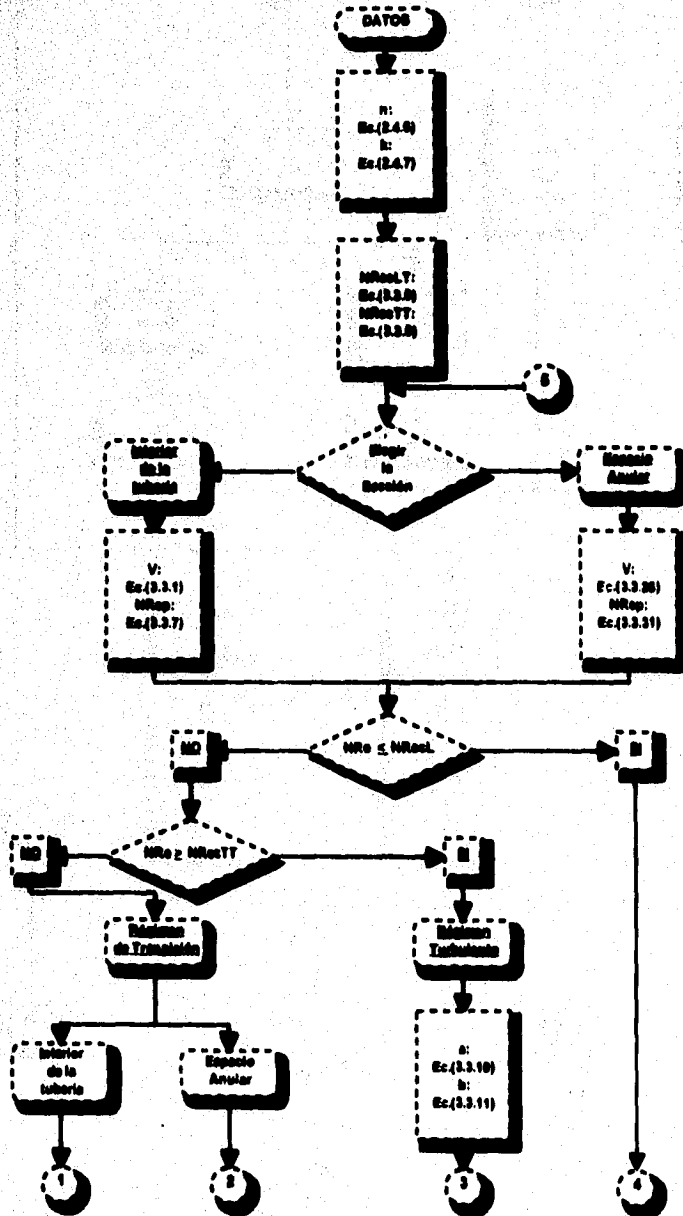
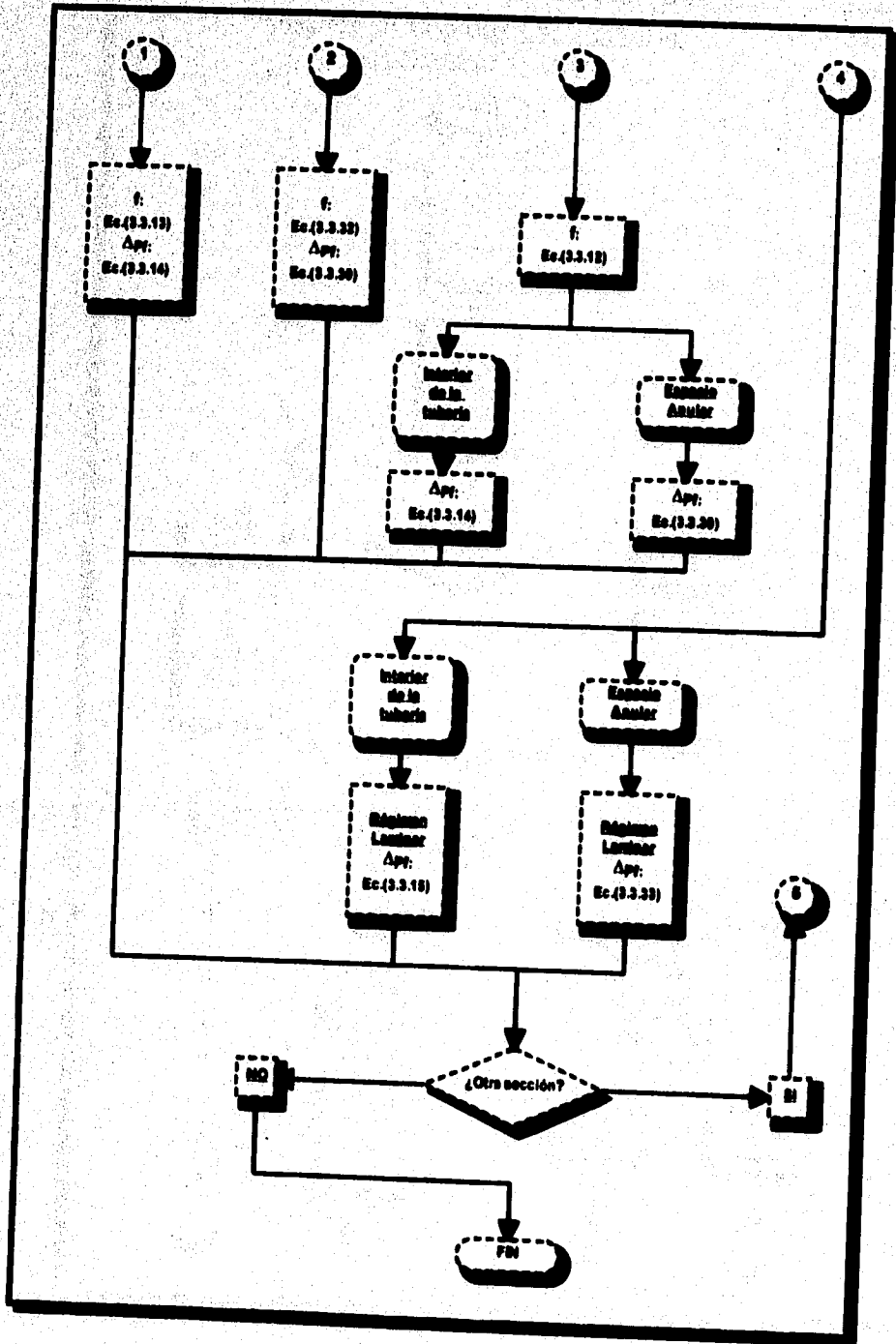


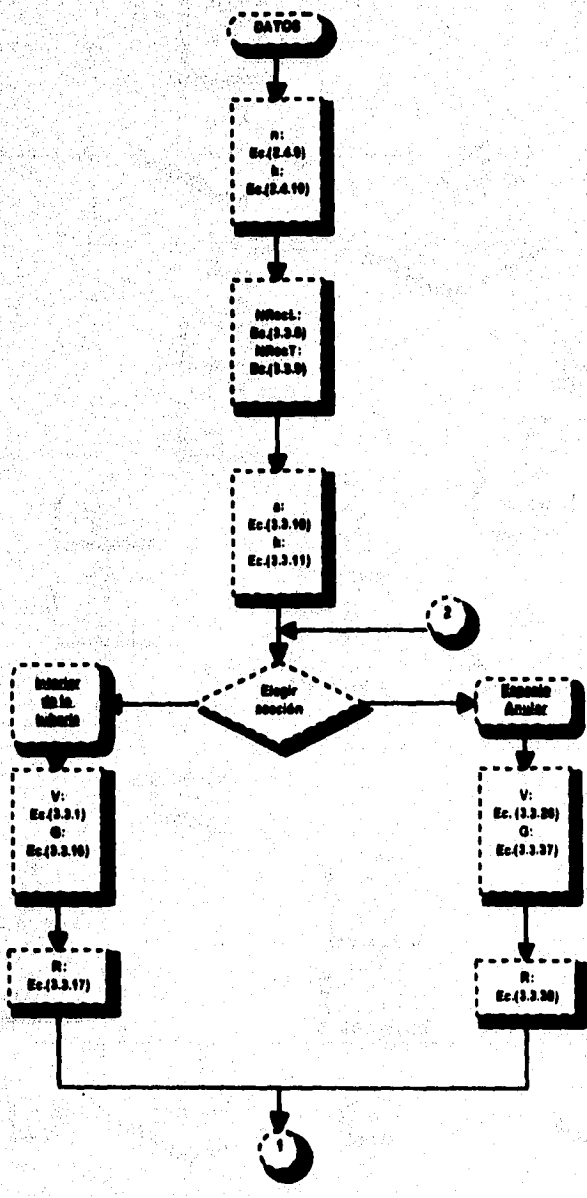
DIAGRAMA DE FLUJO PARA EL MODELO DE LEY DE POTENCIAS



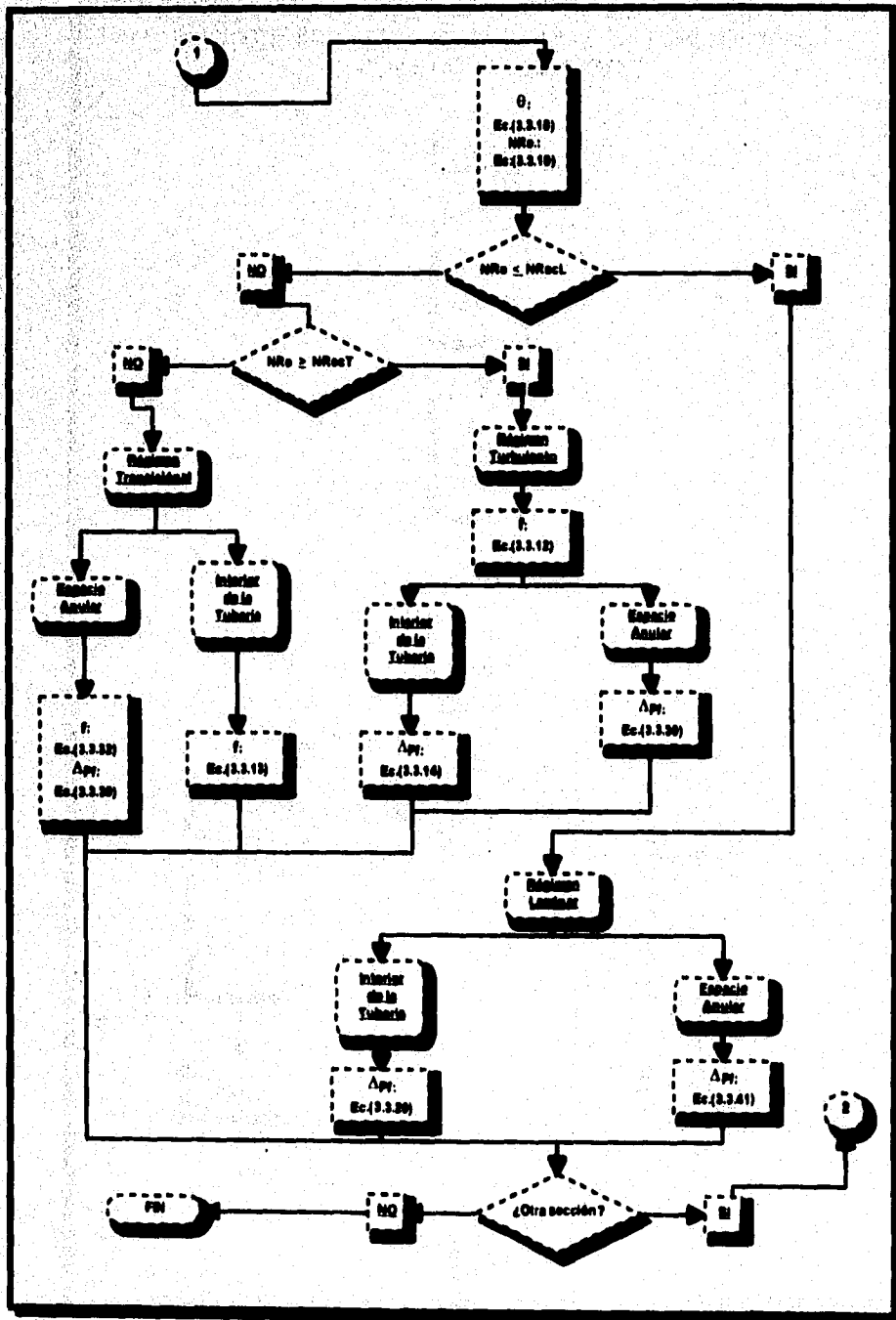
PERDIDAS DE PRESIÓN POR FRICCIÓN EN EL SISTEMA CIRCULATORIO DEL POZO.



**DIAGRAMA DE FLUJO PARA EL MODELO DE LEY DE POTENCIAS
CON PUNTO DE CEDENCIA**



PÉRDIDAS DE PRESIÓN POR FRICCIÓN EN EL SISTEMA CIRCULATORIO DEL PISO.



III.4 MÉTODO DE CAMPO PARA PREDECIR LAS CAÍDAS DE PRESIÓN POR FRICCIÓN.

La determinación analítica de la caída de presión por fricción en el sistema circulatorio del pozo, proporciona resultados cercanos a los reales.

Estos valores pueden ser ajustados con datos de campo mediante la circulación del fluido a diferentes gastos (cuando menos 2 gastos diferentes), y registrando la presión superficial (presión de bombeo) en la tubería de pie.

Este procedimiento se debe realizar con el extremo de la sarta colocada en la profundidad de interés.

Considerando la caída de presión por fricción en el pozo excluyendo la barrena se tiene la siguiente ecuación:

$$\Delta P_r = \sum \Delta P_{int} + \sum \Delta P_{anular} \quad (3.4.1)$$

Por otro lado las pérdidas de presión parásitas se define como:

$$\Delta P_p = \Delta P_{ca} + \Delta P_{tp} + \Delta P_{hb} + \Delta P_{cub} + \Delta P_{estp} \quad (3.4.2)$$

Donde las caídas de presión parásitas como lo muestra la ecuación (3.4.2) están dadas (excluyendo la barrena) por la suma de la caída de presión en conexiones superficiales, interior de la t.p., interior de lastrabarrenas, espacio anular de lastrabarrenas, y finalmente espacio anular de t.p.

Agregando las pérdidas de presión en la barrena se tiene:

$$P_s = \Delta P_p + \Delta P_b \quad (3.4.3)$$

El método de campo es la determinación de las caídas de presión por fricción utilizando un análisis gráfico que se forma de las mediciones de presión en la tubería de pie y sus respectivos gastos. Para posteriormente determinar las caídas de presión en la barrena y seleccionar el diámetro de toberas apropiadas.

Así considerando todo el sistema circulatorio del pozo excluyendo a la barrena, las pérdidas de presión parásitas se puede representar mediante:

$$\Delta P_p = KQ^m \quad (3.4.4)$$

Los valores de las constantes m y K se pueden calcular, mediante la determinación de la caída de presión a través de la barrena a cada uno de los gastos de circulación empleados, así:

$$\Delta P_p = P_s - \Delta P_b \quad (3.4.5)$$

Una vez determinadas las pérdidas de presión parásitas a cada uno de los gastos de circulación empleados, las constantes se pueden determinar mediante una gráfica logarítmica de la caídas de presión parásita contra el gasto de flujo, como es muestra en la figura 3.3

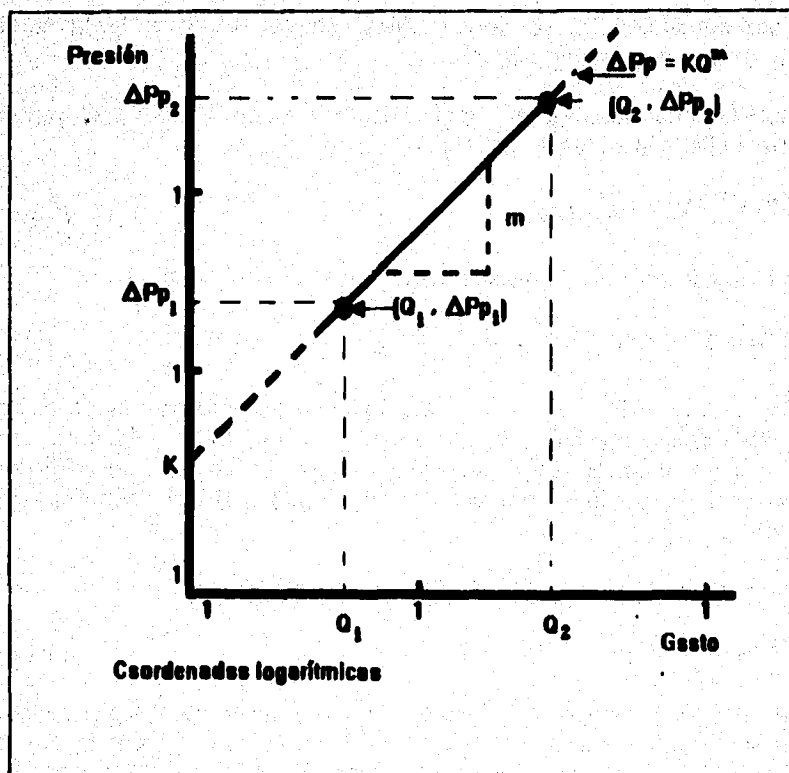


figura 3.3 determinación gráfica de las constantes m y K (método de campo)

En coordenadas logarítmicas la expresión que relaciona las caídas de presión parásitas y el gasto de flujo representa una línea recta, donde la pendiente es m y la ordenada al origen es K

$$\log(\Delta P_p) = \log(K) + m \log(Q) \quad (3.4.6)$$

Kendally y Goin utilizaron un valor de 1.86 para m. En caso de contar con más de dos valores de presión de bombeo medidos en el equipo a diferentes gastos de flujo, el valor de las constantes puede ser determinado mediante una gráfica o algún método de ajuste. Si solamente se cuenta con 2 datos de presión de bombeo y sus respectivos gastos resulta un sistema de dos ecuaciones con dos incógnitas, cuya solución es:

$$m = \frac{\log \left[\frac{\Delta P_{p1}}{\Delta P_{p2}} \right]}{\log \left[\frac{Q_1}{Q_2} \right]} \quad (3.4.7)$$

y

$$K = \frac{\Delta P_{p1}}{Q_1^m} = \frac{\Delta P_{p2}}{Q_2^m} \quad (3.4.8)$$

III.4.1 Procedimiento para Determinar m y K con el Método de Campo.

1. Medir la presión en la tubería de pie a 3 o más gastos de flujo.
2. Determinar la caída de presión a través de las toberas en la barrena y a los gastos anteriores.
3. Determinar la caída de presión parásita medida a los gastos anteriores
4. Graficar en coordenadas logarítmicas la caídas de presión parásita contra el gasto como se muestra en la figura 3.3
5. Obtener la pendiente m y la ordenada al origen K.
6. Obtener la caída de presión con la ecuación (3.4.4)

III.5 DENSIDAD EQUIVALENTE

Uno de los aspectos más importantes de la determinación de las caídas de presión por fricción, es el conocimiento de la presión total ejercida sobre el fondo del pozo, durante la circulación del fluido.

La presión total en cualquier punto del pozo es la suma de la presión hidrostática ejercida por la columna de lodo más cualquier presión que se aplique en la superficie.

La presión aplicada en superficie es la presión de bombeo, la cual puede ser también expresada como:

$$P_b = \Delta P_{int} + \Delta P_{anular} + \Delta P_b \quad (3.6.1)$$

Por regla general la densidad del fluido de control que está en el interior de la tubería de producción será igual a la densidad del fluido dentro del espacio anular, o sea que las dos columnas se balancean entre si como si fuera un tubo en "U". En cualquier punto del sistema la presión de circulación será la necesaria para hacer llegar el fluido de ese punto a la superficie. Si esta presión que ejerce el fluido de control contra las paredes del pozo en cualquier punto, la convertimos a peso equivalente del fluido, se obtiene lo que se conoce como **Densidad Equivalente de Circulación** (ρ_{eq}), sin considerar los recortes en suspensión se calcula de la fórmula siguiente:

$$\rho_{eq} = \frac{P_b + \Delta P_{anular}}{0.052H} \quad (3.6.2)$$

Convirtiendo la presión hidrostática a densidad del fluido de control en g/cm³, obtenemos la siguiente expresión:

$$\rho_{eq} = \rho_f + \frac{\sum \Delta P_{anular}}{0.052H} \quad (3.6.3)$$

La densidad equivalente de circulación es afectada por los recortes que el fluido mantiene en suspensión al estar perforando, por lo que debemos tomar en cuenta la nueva densidad de control que resulta por la acción de este efecto. La formula que se emplea para esta nueva densidad es la siguiente:

$$\rho_{eq/r} = \rho_{eq} + \frac{6.80 \times 10^{-4} D_b \times Av(\rho_r - \rho_f)}{Q_{8.33}} \quad (3.6.4)$$

* La nomenclatura de las ecuaciones se encuentra en la página III-108

III.6 † PROCEDIMIENTO GENERAL DE CALCULO PARA DETERMINAR LAS PÉRDIDAS DE PRESIÓN POR FRICCIÓN

1. Hacer un croquis del estado mecánico del pozo, representando las secciones tanto de interior del tubería como de espacio anular, como se muestra en la figura 3.4.

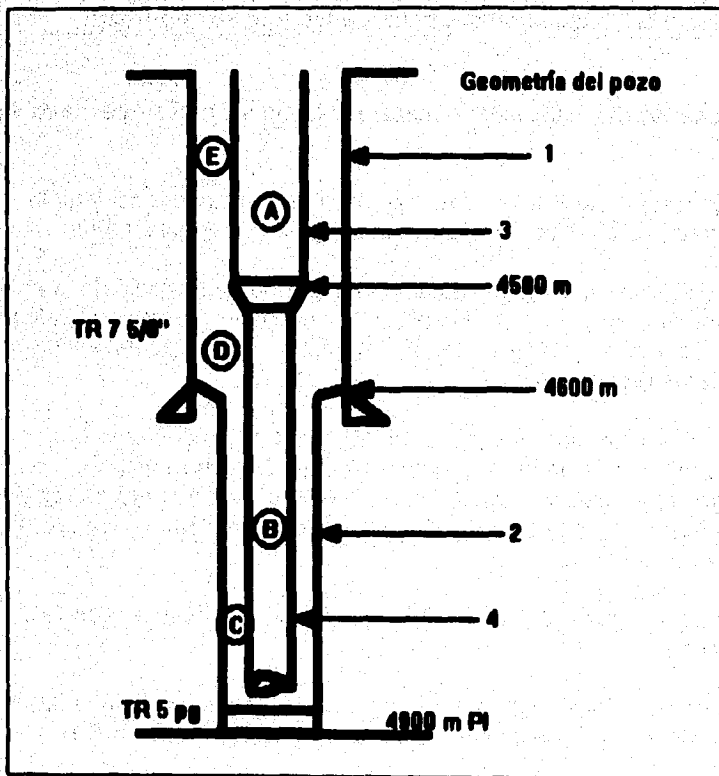


figura 3.4 estado mecánico de un pozo

† En el APÉNDICE se muestra un ejemplo de la determinación de la hidráulica óptima.

PÉRDIDAS DE PRESIÓN POR FRICCIÓN EN EL SISTEMA CIRCULATORIO DEL POZO.

Sección	Tubería	D.E. (pg)	Grado	Peso (lb/plc)	D.I. (pg)	Long. (m)
1	T.R.	7 5/8	N-80	39	6.625	4600
2	T.R.	6	N-80	18	4.275	300
3	T.P.	3 1/2	G	9.5	2.992	4600
4	TP	2 7/8	N-80	6.5	2.441	320

tabla 3.2 tabulación del estado mecánico de un pozo

2. Tabular los datos del estado mecánico como se muestra en la tabla 3.2.
3. Elegir una sección del estado mecánico, se recomienda seguir la secuencia del circuito hidráulico en el interior y espacio anular.
4. Seleccionar el modelo reológico a emplear para el cálculo de la caída de presión por fricción. Ésta selección puede ser mediante el cálculo de la regresión lineal (capítulo II) o según el modelo establecido por los datos proporcionados.
5. Con la sección seleccionada y el modelo reológico obtenido, determinar la caída de presión por fricción. De acuerdo a los diagramas de flujo para el modelo de Bingham, modelo de ley de potencias o modelo de ley de potencias con punto de cedencia, según sea el caso.
6. Regresar al punto 3 y tomar otra sección siguiendo la secuencia sugerida.
7. Sumar las caídas de presión por fricción en el interior de la sarta de perforación y en el espacio anular, aplicando la fórmula (3.4.1).
8. Seleccionar un caso de los componentes de las conexiones superficiales y con los datos de la T.P. elegir longitud equivalente.

- 9. Con la longitud equivalente para las conexiones superficiales determinar las caídas de presión por fricción en las conexiones superficiales.**
- 10. Calcular la caída de presión parásita con la ecuación (3.4.2).**
- 11. Con los datos de barrena y la ecuación (3.3.24) determinar las caídas de presión por fricción en la barrena.**

NOMENCLATURA

a	Parámetro del factor de fricción para los modelos de Ley de Potencias y Ley de Potencias con punto de cedencia	[adim]
At	Área de toberas	[pg²]
Av	Rango de perforación	$\left[\frac{\text{pie}}{\text{min}} \right]$
b	Parámetro del factor de fricción para los modelos de Ley de Potencias y Ley de Potencias con punto de cedencia	[adim]
C_D	Coefficiente de descarga	[adim]
d	Diámetro de tubería ecuación de Fanning	[pg]
d_{1,2,3}	Combinación de diámetro de toberas,	$\left[\frac{1}{32} \text{pg} \right]$
D_i	Diámetro interior de T.R. o de agujero.	[pg]
D_b	Diámetro de la barrena.	[pg]
D_e	Diámetro exterior de T.P o lastrabarreras	[pg]
D_i	Diámetro interior de la tubería de perforación	[pg]
f	Factor de fricción.	[adim]
gc	Constante gravitacional	$\left[9.81 \frac{\text{Kgm} - \text{m}}{\text{lbF} - \text{seg}^2} \right], \left[32.17 \frac{\text{lbm} - \text{pie}}{\text{lbF} - \text{seg}^2} \right]$
G	Factor geométrico para el modelo de Ley de Potencias con punto de cedencia	[adim]
H	Profundidad vertical	[pies]

k	Índice de Consistencia del flujo:	
	Modelo de ley de Potencias:	$\left[\frac{\text{lb} - \text{seg}^n}{100\text{pie}^2} \right]$
	Modelo de Ley de Potencias con punto de cedencia:	$\left[\frac{\text{lb} - \text{rpm}}{100\text{pie}^2} \right]$
K	Constante que depende de la geometría del pozo	[adim]
L	Longitud para la potencia hidráulica	[m]
m	Constante que depende de régimen de flujo	[adim]
n	Índice de consistencia del flujo,	[adim]
NRe	Número de Reynolda,	[adim]
NRecLT	Número de Reynolds Crítico Laminar -Transición,	[adim]
NRecTT	Número de Reynolds Crítico Transición -Turbulento,	[adim]
Ph_i	Presión hidrostática de la Densidad equivalente	$\left[\frac{\text{kg}}{\text{cm}^2} \right]$
Ps	Presión Superficial,	$\left[\frac{\text{kg}}{\text{cm}^2} \right]$
Q	Gasto de circulación,	$\left[\frac{\text{gal}}{\text{min}} \right]$
R	Velocidad de corte equivalente	[r.p.m]
U	Energía interna por unidad de masa.	
V	Velocidad de flujo,	$\left[\frac{\text{m}}{\text{seg}} \right]$
V_c	Velocidad crítica,	$\left[\frac{\text{pie}}{\text{min}} \right]$

PÉRDIDAS DE PRESIÓN POR FRICCIÓN EN EL SISTEMA CIRCULATORIO DEL POZO.

V_v	Velocidad en las toberas,	$\left[\frac{\text{pie}}{\text{seg}} \right]$
X	Parámetro del factor geométrico para el modelo de Ley de potencias con punto de cedencia,	[adim]
ΔP_b	Caída de presión por fricción en la barrena,	$\left[\frac{\text{kg}}{\text{cm}^2} \right]$
ΔP_f	Caída de presión por fricción,	$\left[\frac{\text{kg}}{\text{cm}^2} \right]$
ΔP_{f,t}	Caída de presión por fricción en toberas,	$\left[\frac{\text{kg}}{\text{cm}^2} \right]$
W	Trabajo por unidad de masa.	
ΔP_{cs}	Caída de presión por fricción en conexiones superficiales,	$\left[\frac{\text{kg}}{\text{cm}^2} \right]$
ΔP_{itp}	Caída de presión por fricción en interior de tubería de perforación,	$\left[\frac{\text{kg}}{\text{cm}^2} \right]$
ΔP_{ib}	Caída de presión por fricción en interior de lastrabarrenas,	$\left[\frac{\text{kg}}{\text{cm}^2} \right]$
ΔP_{caib}	Caída de presión por fricción en el espacio anular de lastrabarrenas,	$\left[\frac{\text{kg}}{\text{cm}^2} \right]$
ΔP_{catp}	Caída de presión por fricción en el espacio anular de tubería de perforación,	$\left[\frac{\text{kg}}{\text{cm}^2} \right]$

ΔP_p	Caída de presión parásita,	$\left[\frac{\text{kg}}{\text{cm}^2} \right]$
ΔP_{p_1}	Caída de presión parásita medida al gasto (Q_1) ,	$\left[\frac{\text{kg}}{\text{cm}^2} \right]$
ΔP_{p_2}	Caída de presión parásita medida al gasto (Q_2) ,	$\left[\frac{\text{kg}}{\text{cm}^2} \right]$
ΔP_{int}	Caída de presión en el interior de la sarta de perforación,	$\left[\frac{\text{kg}}{\text{cm}^2} \right]$
ΔP_{anular}	Caída de presión en el espacio anular de la sarta de perforación,	$\left[\frac{\text{kg}}{\text{cm}^2} \right]$
ρ	Densidad del fluido de control,	$\left[\frac{\text{gr}}{\text{cm}^3} \right]$
ρ_{eq}	Densidad equivalente de circulación,	$\left[\frac{\text{lb}}{\text{gal}} \right]$
ρ_{eqr}	Densidad equivalente de circulación con recortes en suspensión,	$\left[\frac{\text{gr}}{\text{cm}^3} \right]$
ρ_f	Densidad del fluido inicial u original,	$\left[\frac{\text{lb}}{\text{gal}} \right]$
μ_p	Viscosidad plástica,	[cp]
θ	Lectura Fann equivalente,	$\left[\frac{\text{lb}_f}{100\text{pie}^2} \right]$
θ_0	Gelatinosidad inicial (Punto de cedencia para el modelo de ley de potencias con	

PÉRDIDAS DE PRESIÓN POR FRICCIÓN EN EL SISTEMA CIRCULATORIO DEL POZO.

	punto de cedencia),	$\left[\frac{\text{lbf}}{100\text{pie}^2} \right]$
θ_{300}	Lectura Fann @ 300 r.p.m.,	$\left[\frac{\text{lbf}}{100\text{pie}^2} \right]$
θ_{600}	Lectura Fann @ 600 r.p.m.,	$\left[\frac{\text{lbf}}{100\text{pie}^2} \right]$
τ_y	Punto de cedencia,	$\left[\frac{\text{lbf}}{100\text{pie}^2} \right]$
τ_w	Esfuerzo de corte	$\left[\frac{\text{lbf}}{100\text{pie}^2} \right]$
γ	Velocidad de corte	$[\text{seg}^{-1}]$
α	Relación de diámetros	[adim]

BIBLIOGRAFÍA

- ☐ **Adams, N.: "DRILLING ENGINEERING A COMPLETE WELL PLANNING APPROACH", Penwell Books, Tulsa, Ok.**
- ☐ **Bourgoyne Jr, A.T.; Keith, K.M.; Martin, E.CH. and Young Jr, F.S.: "APPLIED DRILLING ENGINEERING", SPE Textbook Series, First edition 1986. Richardson Tx.**
- ☐ **Craff, B.C.; Holden, W.R. and Graves, E.D.: "WELL DESIGN DRILLING AND PRODUCTION"; Prentice-Hall, New Jersey. 1962**
- ☐ **Dodge, D.W. and Metzner, A.B.: "TURBULENT FLOW OF NON-NEWTONIAN SYSTEM", A.I.C.H.E. Journal; Vol. 1 434 1955.**
- ☐ **Kendall, W.A.; Goins, W.C.: "DESIGN AND OPERATION OF JET BIT PROGRAMS FOR MAXIMUM HYDRAULIC HORSEPOWER, IMPACT FORCE OF JET VELOCITY", Gulf Research and Development Co. Pittsburgh, Pa. Petroleum Transaction AIME Vol. 219 1960.**
- ☐ **León Loya, J.G.: "NOTAS Y APUNTES DEL CURSO DE TÉCNICAS DE PERFORACIÓN DE POZOS", Facultad de Ingeniería, UNAM, 1991.**
- ☐ **"MANUAL DE HIDRÁULICA PARA INSPECTORES DE REPARACIÓN Y TERMINACIÓN DE POZOS" IMP-PEMEX.**
- ☐ **Moore, P.L.: "DRILLING PRACTICES MANUAL", Second edition; Penwell Tulsa Ok.**
- ☐ **Ponce de León, A.C. "CÁLCULO DE CAÍDAS DE PRESIÓN EN UN SISTEMA DE PERFORACIÓN", Publicaciones IMP - Proyecto D - 155a. División de Perforación Sub. de Explotación; Octubre 1977.**
- ☐ **Randall, B.V. and Anderson, D.B.: "FLOW OF MUD DURING DRILLING OPERATIONS", JPT; Julio 1982.**
- ☐ **León, V.R.; Rodríguez, N.R.: "APUNTES DE MECÁNICA DE FLUIDOS", Facultad de Ingeniería, UNAM, 1988.**

IV

OPTIMIZACIÓN DE LA HIDRÁULICA

Al realizar las operaciones de perforación y básicamente de limpieza del pozo, ya sea retirando los recortes de formación, las partículas de cemento remolido ó fragmentos de fierro, se encontraran problemas como los siguientes: la barrena no tiene avance, poco rendimiento de la vida de la barrena, atrapamiento de la sarta de perforación, re trituración de recortes, etc.

Sin embargo estos problemas pueden disminuirse e incluso eliminarse, si la hidráulica del fluido de control se optimiza de tal manera que se determine un gasto y el diámetro de toberas para maximizar la limpieza del fondo del pozo.

Como se mencionó en el capítulo I el ritmo de penetración se incrementará al incrementarse la energía hidráulica disponible en el fondo del pozo.

La limpieza "perfecta" del fondo del pozo se obtiene cuando todos los recortes de formación son removidos en el mismo instante en son generados, bajo esta condición la limpieza "perfecta" es casi imposible de lograrse, por lo que generalmente se tiene un remolido de los recortes, que originan la reducción del ritmo de perforación.

La optimización de la potencia hidráulica en la bomba de lodos es uno de los aspectos de mayor importancia en las operaciones de perforación, por lo tanto se necesita tener conocimiento del equipo hidráulico superficial y sus componentes.

La potencia hidráulica se asocia generalmente con el empleo de toberas en la barrena, con el propósito de mejorar la capacidad de limpieza del fluido de control en el fondo del pozo, y en consecuencia mejorar la velocidad de perforación.

Las ecuaciones de los modelos reologicos descritas en el capítulo II se aplican para calcular las caídas de presión por fricción, las cuales nos

HIDRÁULICA ÓPTIMA

dan el parámetro para calcular el tamaño óptimo de las toberas que se emplearan para obtener una limpieza adecuada durante la perforación, tratando de eliminar los recortes con la misma rapidez con que se generan; permitiendo que los dientes de la barrena incidan sobre la formación. Por lo que se producirá un incremento sustancial en el ritmo de perforación.

A la fecha aún no se ha logrado una aplicación real de la hidráulica óptima, debido a que las ecuaciones de los modelos reológicos empleadas, son solo aproximaciones al comportamiento reológico de los fluidos de control.

Existen muchas especulaciones sobre el papel que juega la optimización de la hidráulica y se han vertido opiniones sobre la preferencia de algún criterio para la limpieza del pozo. Se dice que al aplicar altas fuerzas de impacto hidráulico en la barrena, la limpieza será más efectiva que si se aplica máxima velocidad de flujo en las toberas, sin embargo, actualmente no se ha definido cual parámetro hidráulico debe utilizarse para indicar el nivel de limpieza adecuado. Pues en algunos casos las variables empleadas para la limpieza son más efectivas que otras, y en otros casos esas mismas variables no son tan eficientes.

IV.1 DEFINICIÓN DE HIDRÁULICA ÓPTIMA

Por lo descrito en la sección anterior se puede establecer como definición de hidráulica óptima, la siguiente:

"Es el balance apropiado de los elementos de la hidráulica para obtener una limpieza adecuada del fondo del pozo con el mínimo de potencia hidráulica y satisfacer algún criterio de estimación (función objetivo)".

Se requiere determinar un gasto Q y una área de flujo en toberas $A_t = f(d_1, d_2, d_3)$, para cada profundidad, las cuales satisfacen alguna función objetivo, dichas funciones son:

Potencia Hidráulica en la Barrena:

$$HHP_b = \frac{\Delta P_b Q}{120.7}$$

(4.1.1)

Impacto Hidráulico:

$$F_b = \sqrt{\frac{\rho Q^2 \Delta P_b}{28.17}} \quad (4.1.2)$$

Velocidad en las toberas

$$V_n = \sqrt{\frac{1992.8 \Delta P_b}{\rho}} \quad (4.1.3)$$

Los elementos de la hidráulica (gasto, presión de bombeo, relación gasto-presión de bombeo, y fluido de perforación) son indispensables para el análisis que se lleva a cabo en la realización de la optimización de la hidráulica.

Una de las dificultades en la optimización de la perforación es la elección de cual será el balance adecuado entre los elementos de la hidráulica. Sin embargo gráficamente se puede revisar una alternativa de como definir un balance apropiado. es decir el momento en que se han encontrado las condiciones óptimas de la hidráulica, esta gráfica se muestra en la figura 4.1. En esta se observa que cuando se desarrolla la máxima potencia en la bomba, la potencia en las toberas será menor, debido a que al aumentar el gasto, las caldas de presión en el sistema también son incrementadas y como la presión en superficie es constante, la presión disponible en las toberas deberá disminuir.

IV.2 CRITERIOS DE OPTIMIZACIÓN

Antes de que se logre una verdadera optimización de la hidráulica se debe de desarrollar algunas relaciones matemáticas precisas que definan el nivel hidráulico sobre ciertos parámetros, los cuales son:

- ⊕ Ritmo de penetración,
- ⊕ Costos operacionales,
- ⊕ Desgaste de la barrena,
- ⊕ Problemas potenciales en el pozo tales como derrumbes y
- ⊕ Capacidad de acarreo de los recortes.

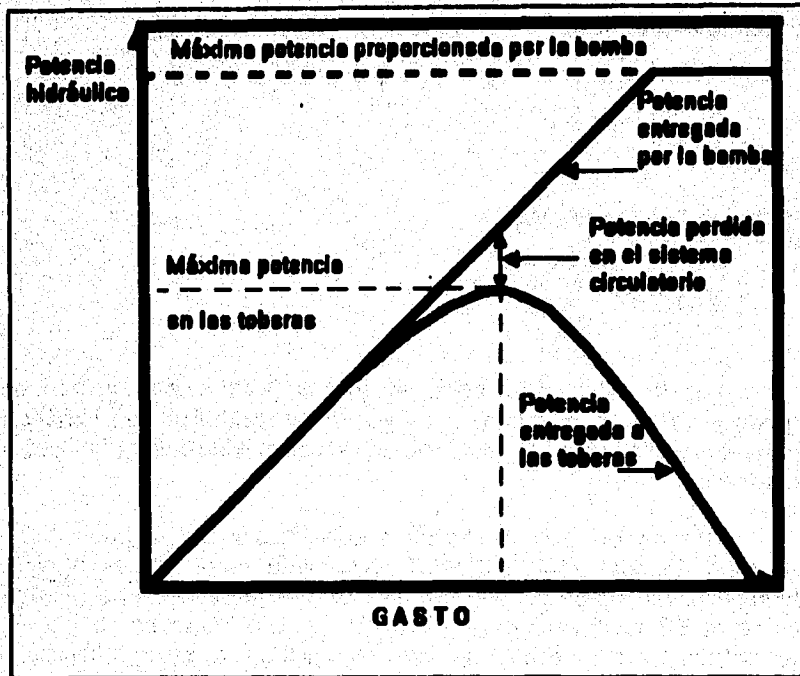


Figura 4.1 relación del gasto y la potencia a presión constante

En la actualidad existen desacuerdos sobre como debe usarse la hidráulica para indicar el nivel de acción de limpieza hidráulica. Para correlacionar los parámetros se fijaran varios criterios de optimización, estos criterios fueron sometidos a estudio y los que mejores resultados proporcionaron fueron:

- ⊖ Máxima potencia hidráulica en la barrena,
- ⊖ Máxima fuerza de impacto hidráulico y
- ⊖ Máxima velocidad en las toberas.

Para seleccionar una combinación apropiada de los gastos de flujo y tamaño de toberas en la barrena se debe de diseñar en la práctica un programa hidráulico que dará como resultado la maximización de uno de los criterios de optimización.

IV.2.1 Máxima Potencia Hidráulica en la Barrena.

La potencia hidráulica que proporciona la bomba en la superficie se utiliza en parte para vencer la resistencia que opone el sistema circulatorio al flujo del fluido de control, quedando el resto disponible para consumirla en la barrena.

En 1938 Speer publicó un documento señalando que la efectividad de la barrena puede mejorar incrementando la potencia hidráulica en la bomba. Speer concluyó que la efectividad de la velocidad de penetración de la barrena puede incrementarse con la potencia hidráulica hasta que los recortes sean removidos tan rápido como se generan.

Una vez que se llega al nivel de limpieza "perfecta"; más aumento de la potencia hidráulica ya no se traduce en un aumento en el avance de la penetración.

Si aumentamos la potencia superficial sin control, se aumentará el gasto en la descarga de la bomba incrementándose en consecuencia las caídas de presión por fricción en el sistema. Esto originará que se aumente la potencia destinada a vencer la resistencia por circulación y en consecuencia se disminuye la potencia destinada a la barrena. Lo cual es un indicador de que el parámetro que requiere optimizarse es la potencia en la barrena y/o la potencia en superficie. Las condiciones para maximizar potencia a la barrena fueron desarrolladas por Kendall y Goins:

La expresión para determinar la potencia hidráulica en la barrena está representada en la ecuación (4.1.1), de donde:

$$C = \frac{1}{120.7}$$

por lo tanto:

$$\text{HHPb} = \Delta P_b Q \quad (4.2.1)$$

la presión de bombeo es:

$$P_s = \Delta P_p + \Delta P_b \quad (4.2.2)$$

* La nomenclatura de las ecuaciones se encuentra en la página IV-138

Despejando ΔP_b y sustituyendo en (4.2.1), se tiene:

$$HHP_b = C(P_s - \Delta P_p)Q \quad (4.2.3)$$

sabemos que:

$$\Delta P_p = KQ^m \quad (4.2.4)$$

sustituyendo esta ultima expresi3n en la ecuaci3n (4.2.3) se tiene:

$$HHP_b = C(P_s Q - KQ^{m+1}) \quad (4.2.5)$$

Para maximizar la funci3n se obtiene la primer derivada con respecto al gasto de flujo y se iguala a cero.

$$\frac{dHHP_b}{dQ} = \frac{d}{dQ} [C(P_s Q - KQ^{m+1})] = 0 \quad (4.2.6)$$

derivando

$$C(P_{s_{opt}} - (m+1)KQ_{opt}^m) = 0 \quad (4.2.7)$$

resolviendo:

$$P_{s_{opt}} = (m+1)KQ_{opt}^m \quad (4.2.8)$$

$$P_{s_{opt}} = (m+1)\Delta P_{p_{opt}} \quad (4.2.9)$$

finalmente:

$$\Delta P_{p_{opt}} = \left[\frac{1}{m+1} \right] P_{s_{opt}} \quad (4.2.10)$$

$$\Delta P_b_{opt} = \left[\frac{m}{m+1} \right] P_{s_{opt}} \quad (4.2.11)$$

$$\Delta P_{b_{opt}} = P_{s_{max}} - \Delta P_{p_{opt}} \quad (4.2.11a)$$

$$Q_{opt} = \left[\frac{P_{s_{max}}}{(m+1)K} \right]^{1/m} \quad (4.2.12)$$

$$Q_{opt} = Q \left[\frac{\Delta P_{p_{opt}}}{\Delta P_p} \right]^{1/m} \quad (4.2.12a)$$

La caída de presión en la barrena; esta dada por:

$$\Delta P_b = \frac{\rho Q^2}{18511.7A_b^2} \quad (4.2.13)$$

en que:

$$A_{b_{opt}} = \sqrt{\frac{\rho Q_{opt}^2}{18511.7 \Delta P_{b_{opt}}}} \quad (4.2.14)$$

y en función del diámetro de toberas:

$$A_{b_{opt}} = \frac{\pi (d_{1opt}^2 + d_{2opt}^2 + d_{3opt}^2)}{4096} \quad (4.2.15)$$

La tabla 4.1 proporciona el tamaño y número de toberas necesaria para el área calculada.

La pérdida de presión por fricción óptima a través de las toberas de la barrena, deberá estar en el rango de :

$$\left[\frac{m}{m+1} \right] P_{s_{max}}$$

Las pérdidas de presión parásitas óptimas a través del sistema circulatorio del pozo, deberá estar en el rango de:

* La nomenclatura de las ecuaciones se encuentra en la página IV-132

$$\left[\frac{1}{m+1} \right] P_{s_{max}}$$

El criterio de máxima potencia hidráulica emplea el 65% de la presión superficial en la barrena y el 35 % resta para vencer las caídas de presión por fricción en el sistema.

IV.2.2 Máxima Fuerza de Impacto Hidráulico.

La teoría del impacto hidráulico desarrollada por McLean considera que la remoción de los recortes depende de la fuerza con la cual el fluido golpea o se impacta contra el fondo del pozo. La fuerza de impacto se define como la rapidez con que cambia el momento del fluido con respecto al tiempo es decir, es la fuerza impartida a la formación.

Para este criterio se seleccionan los diámetros de toberas de la barrena de tal forma que la fuerza de impacto hidráulico sea un máximo.

El desarrollo de las condiciones apropiadas para el impacto hidráulico fue publicada primero por Kendall y Goins.

La fuerza de impacto hidráulico se calcula con la ecuación (4.1.2) De la ecuación (4.1.2) se tiene:

$$C = \left[\frac{\rho}{28.17} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (4.2.16)$$

por lo tanto

$$F_b = C \sqrt{\Delta P_b} Q^3 \quad (4.2.17)$$

La presión de bombeo esta representada por la ecuación (4.2.2), despejando de esta la caída de presión en la barrena y sustituyendola en la ecuación (4.2.17) se tiene:

$$F_b = C \sqrt{(P_s - \Delta P_p)} Q^3 \quad (4.2.18)$$

Sustituyendo la ecuación (4.2.4) en esta ultima expresión y desarrollando, nos queda:

$$F_b = C \sqrt{(P_s Q^2 - K Q^{m+2})} \quad (4.2.19)$$

Obteniendo la primer derivada de la fuerza de impacto en la barrena respecto a el gasto de flujo e igualada a cero, produciría un máximo, de tal manera que:

$$\frac{dF_b}{dQ} = \frac{d}{dQ} \sqrt{C(P_s Q^2 - K Q^{m+2})} = 0 \quad (4.2.20)$$

derivando:

$$C \left[\frac{2P_s Q_{opt} - (m+2)KQ_{opt}^{m+1}}{2(P_s Q_{opt} - KQ_{opt}^{m+2})} \right] = 0 \quad (4.2.21)$$

entonces:

$$P_s = \left(\frac{m+2}{2} \right) K Q_{opt}^m \quad (4.2.22)$$

$$P_s = \left(\frac{m+2}{2} \right) \Delta P P_{opt} \quad (4.2.23)$$

finalmente:

$$\Delta P P_{opt} = \left[\frac{2}{m+2} \right] P_s \quad (4.2.24)$$

$$\Delta P b_{opt} = \left[\frac{m}{m+2} \right] P_s \quad (4.2.25)$$

La caída de presión óptima en la barrena también se puede determinar con la ecuación (4.2.11a).

* La nomenclatura de las ecuaciones se encuentra en la página IV-122

La ecuación del gasto óptimo se obtiene despejándolo de la ecuación (4.2.22), resultando:

$$Q_{opt} = \left[\frac{2P_{s_{max}}}{(m+2)K} \right]^{\frac{1}{m}} \quad (4.2.26)$$

El gasto óptimo decrece con la profundidad.

La pérdida de presión por fricción óptima a través de las toberas de la barrena, deberá estar en el rango de

$$\left[\frac{m}{m+2} \right] P_{s_{max}}$$

Las pérdidas de presión parásitas óptimas a través del sistema circulatorio del pozo, deberá estar en el rango de:

$$\left[\frac{2}{m+2} \right] P_{s_{max}}$$

Para estas condiciones de máximo impacto, se consume aproximadamente 62% de la presión de superficie en el sistema de circulación y el 48% en las toberas de la barrena.

IV.2.3 Máxima Velocidad en las Toberas.

Antes de que fueran introducidas las barrenas de toberas, las bombas operaban a gastos de flujo correspondientes a las velocidades anulares mínimas para levantar los recortes.

Si las toberas de la barrena son diseñadas de tal forma que la presión superficial a este gasto de flujo sea igual a la presión superficial máxima disponible, entonces la velocidad del fluido en las toberas será la máxima que pueda lograrse.

El criterio de máxima velocidad en las toberas se basa, en que las condiciones óptimas de flujo en la barrena se alcanzarán cuando la velocidad del lodo a través de las toberas se máxima, y esto se lograra cuando la caída de presión en la barrena disponible sea máxima.

La caída de presión en la barrena es máxima cuando la presión en superficie es máxima y la caída de presión por fricción en el aparejo de perforación y espacio anular son mínimas.

La caída de presión por fricción es mínima cuando el gasto de flujo es mínimo.

La velocidad en las toberas se calcula con la ecuación (4.1.3): de la ecuación (4.1.3), asignamos a C la siguiente expresión:

$$C = \frac{\sqrt{1962.8}}{\rho} \quad (4.2.27)$$

La expresión (4.1.3) queda:

$$V_n = C\sqrt{\Delta P_b} \quad (4.2.28)$$

La presión de bomba esta representada por la ecuación (4.2.2), entonces

$$V_n = C\sqrt{(P_s - \Delta P_p)} \quad (4.2.29)$$

pero se tiene la expresión para las caídas de presión parásitas, ecuación (4.2.4); por lo tanto:

$$V_n = C\sqrt{(P_s - KQ^n)} \quad (4.2.30)$$

La primer derivada de la velocidad del fluido a través de las toberas respecto al gasto de flujo e igualada a cero producirá un máximo, es decir

$$\frac{dV_n}{dQ} = \frac{d}{dQ} [C(P_s - KQ^n)^{1/2}] = 0 \quad (4.2.31)$$

derivando la expresión:

$$C \left[\frac{-nKQ^{n-1}}{2(P_s - KQ^n)} \right] = 0 \quad (4.2.32)$$

multiplicando ambos miembros de la expresión (4.2.32) por $2(P_s - KQ^n)$ queda:

$$-mKQ_{opt}^{m-1} = 0 \quad (4.2.33)$$

de aquí se puede ver que m y K son constantes por lo que

$$Q = 0$$

para fines prácticos de campo

$$Q_{opt} = Q_{min}$$

donde Q_{min} es el gasto mínimo necesario para limpiar el agujero de recortes.

$$\Delta P_{p_{opt}} = \Delta P_p \left(\frac{Q_{opt}}{Q} \right)^m \quad (4.2.34)$$

$$\Delta P_{p_{opt}} = \Delta P_p @ Q_{min} \quad (4.2.35)$$

La caída de presión en la barrena óptima también se puede calcular con la expresión (4.2.11a)

La velocidad óptima se obtiene de

$$V_{B_{opt}} = \sqrt{\frac{1902.8 \Delta P_{p_{opt}}}{\rho}} \quad (4.2.36)$$

La velocidad del fluido a través de las toberas de la barrena es máxima cuando el gasto es mínimo

$$Q_{opt} = Q_{min}$$

Se sugiere seleccionar el gasto mínimo (Q_{min}) para cada profundidad, de tal manera que se tenga una limpieza adecuada del agujero. También se propone determinar el diámetro de las toberas mediante un balance de presión.

* La nomenclatura de las ecuaciones se encuentra en la página IV-138

IV.3 DETERMINACIÓN DE LA HIDRÁULICA ÓPTIMA

La naturaleza del problema en la optimización de la hidráulica, nos indica que el empleo de la hidráulica en el campo utilizando barrenas con toberas, está influenciado por:

⇒ La máxima presión de la bomba para el diámetro de camisa más pequeño ($P_{s_{max}}$)

⇒ El gasto máximo de la bomba a la máxima presión (Q_{max})

$$Q_{max} = \frac{HP_{s_{max}} 120.7Ev}{P_{s_{max}}} \quad (4.3.1)$$

⇒ A cualquier gasto (Q) la máxima presión de tal manera que la bomba puede trabajar a la máxima potencia.

$$HP_{s_{max}} = \frac{P_{s_{max}} Q}{120.7} \quad (4.3.2)$$

⇒ El máximo gasto de la bomba, para el diámetro de camisa más grande (Q_{max})

⇒ A cualquier profundidad, la variación de las pérdidas de presión por fricción en el sistema circulatorio del pozo excluyendo a la barrena con respecto al gasto.

⇒ El gasto de circulación mínimo (Q_{min}) requerido para levantar los recortes, de la ecuación de Fullerton.

$$Q_{min} = \frac{57.74(D_o^4 - D_w^4)}{\rho D_o} \quad (4.3.3)$$

O bien en función de la velocidad anular mínima:

$$Q_{min} = \frac{V_{min}(D_o^2 - D_w^2)}{24.51} \quad (4.3.4)$$

Para iniciar el cálculo de la optimización se necesita conocer los puntos mencionados anteriormente, además, es requisito contar con un valor de presión parásita (ΔP_p) a un gasto de circulación (Q).

IV.3.1 Procedimiento de Cálculo para Determinar la Hidráulica Óptima.

1. Basado en los datos determinar la presión superficial máxima, gasto máximo, y gasto mínimo.
2. Determinar m , si se cuenta con información suficiente, de lo contrario estimar $m = 1.86$, una vez obtenido el valor de m seleccionar el criterio de optimización y determinar: presión parásita óptima ($P_{p_{opt}}$), gasto óptimo (Q_{opt}), presión en la barrena óptima ($P_{b_{opt}}$).
3. Calcular el gasto mínimo, el máximo, y el gasto óptimo, entonces evaluar si este se encuentra en el área de recursos disponibles, la cual es delimitada por el gasto máximo, el gasto mínimo y por la presión superficial máxima disponible. Al realizar esto se obtendrá el gasto adecuado a las restricciones existentes, dicho gasto puede ser el óptimo calculado o en su defecto el disponible más cercano, como se indica a continuación:

$$\text{si } Q_{opt(\text{calculado})} < Q_{min}; \text{ entonces } Q_{opt} = Q_{min}$$

* La nomenclatura de las ecuaciones se encuentra en la página IV-128

* En el APÉNDICE se muestra un ejemplo de la determinación de la hidráulica óptima.

si $Q_{min} < Q_{opt(calculado)} < Q_{max}$; entonces $Q_{opt} = Q_{opt(calculado)}$

si $Q_{opt(calculado)} > Q_{max}$; entonces $Q_{opt} = Q_{max}$

4. Determinar la caída de presión parásita óptima (ΔPp_{opt}), para el caso en que el $Q_{opt} = Q_{min}$ ó $Q_{opt} = Q_{max}$.
5. Determinar la caída de presión en la barrena óptima (ΔPb_{opt})
6. Con el valor de la caída de presión en la barrena del punto 5 determinar el área de toberas óptima (A^*t_{opt}) con la ecuación (4.2.14)
7. Con el valor del área de toberas del punto 6 seleccionar la primer combinación de toberas con la tabla 4.1 (si el diámetro de alguna tobera es menor de 7/32avos de pg o mayor de 1pg, este se hace igual a uno de los limites según el caso), posteriormente determinar la nueva área de toberas en función de esa combinación seleccionada (A^*t_{opt}) con la ecuación (4.2.15)

Comparar los valores de áreas de toberas obtenidas, si el área de toberas determinado con la combinación de la tabla 4.1 es mayor o igual a el área de toberas calculado en el punto 6 ($A_{t_{opt}} \geq A^*t_{opt}$) entonces esta ultima área es la óptima así como de su combinación.

En caso contrario con el área determinada por la combinación regresar a recalculer la nueva área de toberas.

Si es necesario hacer algún ajuste de los diámetros de las toberas; la caída de presión en la barrena debe ser recalculada utilizando los diámetros finales, mediante la ecuación:

$$\Delta Pb_{opt} = \frac{Q_{opt}^2 \rho}{18511.7 A_i^2} \quad (4.3.5)$$

8. Calcular la presión superficial óptima (P_s_{opt}), partiendo de la ecuación (4.2.11a); resultando:

* La nomenclatura de las ecuaciones se encuentra en la página IV-138

$$P_{s,opt} = \Delta P_{b,opt} + \Delta P_{p,opt} \quad (4.3.6)$$

y la potencia superficial óptima ($HP_{s,opt}$) con:

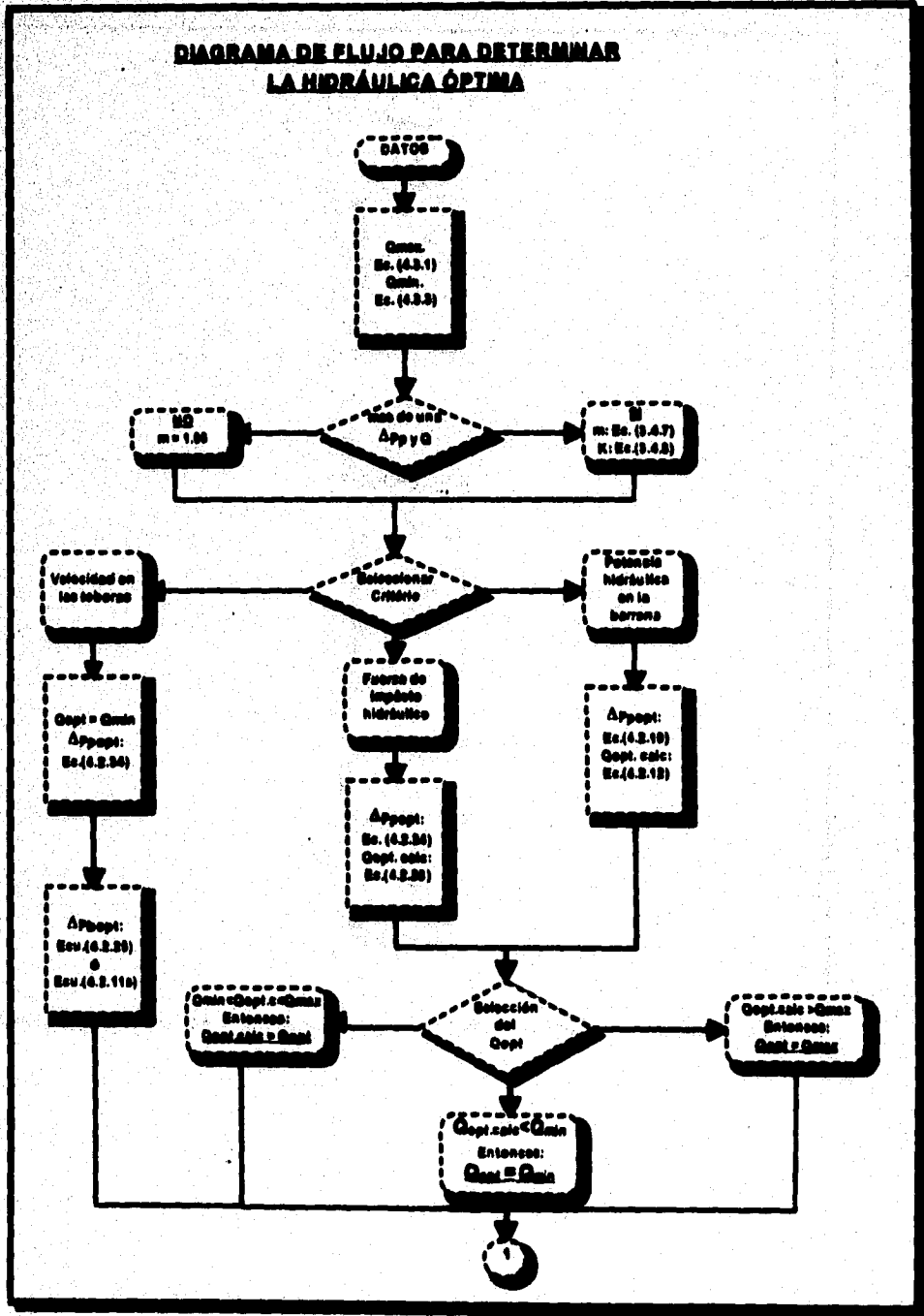
$$HP_{s,opt} = \frac{P_{s,opt} Q_{opt}}{120.7} \quad (4.3.7)$$

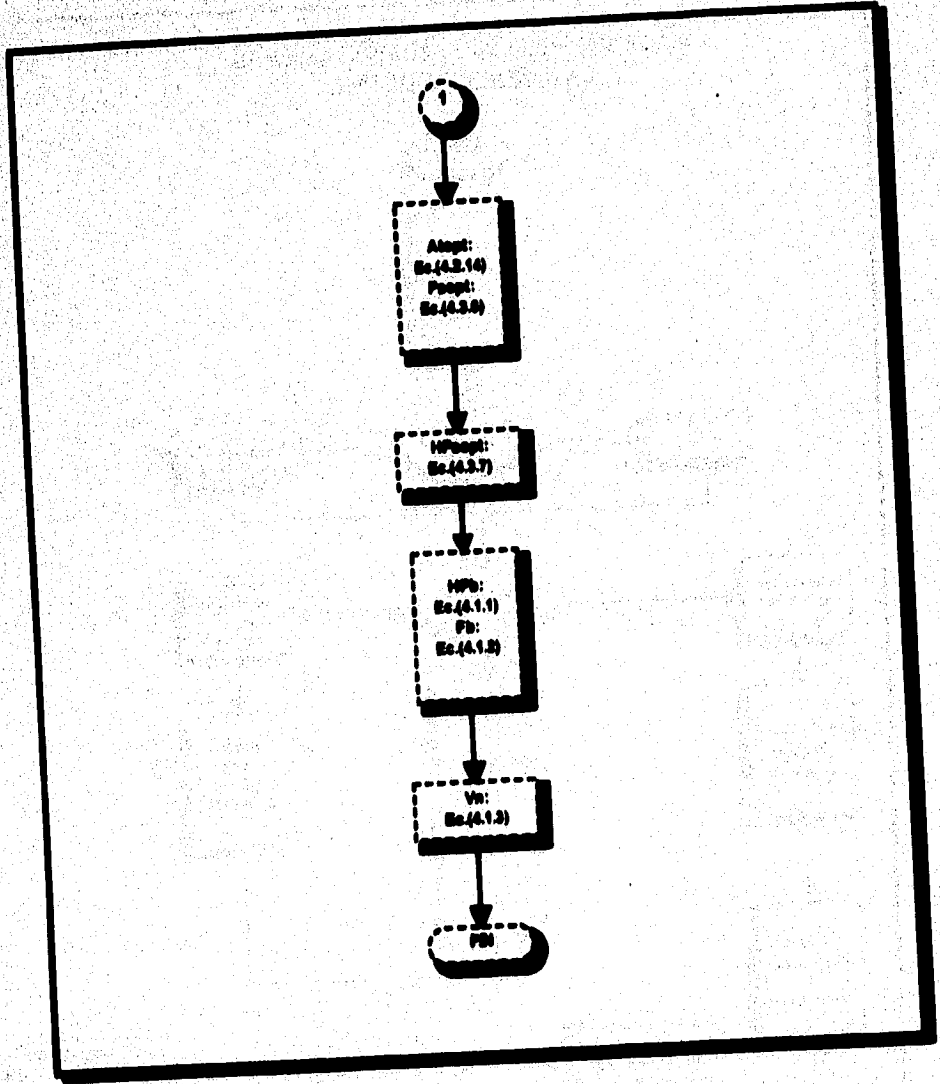
9. Finalmente obtener la máxima potencia en la barrena (HHPb), el máximo impacto hidráulico (F_b), y la máxima velocidad en las toberas (V_a); con las ecuaciones: (4.1.1), (4.1.2) y (4.1.3), respectivamente.

El procedimiento anterior se repite para diferentes profundidades y de esta manera elaborar un programa hidráulico óptimo.

Cuando se dispone de bombas de alta presión y las caídas de presión parásitas son bajas en un aparejo de gran tamaño, con un fluido de perforación de baja viscosidad, será posible aplicar una hidráulica aceptable, que nos da por consiguiente una adecuada limpieza del agujero.

DIAGRAMA DE FLUJO PARA DETERMINAR LA HIDRÁULICA ÓPTIMA





IV.4 MÉTODO GRÁFICO PARA LA DETERMINACIÓN DE LA HIDRÁULICA ÓPTIMA.

La selección del diámetro de toberas puede simplificarse mediante la utilización de una técnica de solución gráfica, que involucra la representación en forma lineal en coordenadas logarítmicas de la presión y el gasto de circulación.

La caída de presión parásita es aproximada usando la ecuación (4.2.4), y se representa por medio de una línea recta en coordenadas logarítmicas, la figura 4.2 representa entre otras cosas el comportamiento de algunos parámetros pertenecientes a la hidráulica los cuales son: el gasto máximo, el gasto mínimo, la presión superficial máxima y la presión parásita óptima. La caída de presión parásita óptima es utilizada según el criterio de selección, para el criterio de máxima velocidad en las toberas la presión parásita óptima es una medida del gasto mínimo.

Las condiciones para la operación apropiada de las bombas, y la selección de toberas de la barrena ocurre en la intersección de la línea de la hidráulica óptima.

La trayectoria de la hidráulica óptima se muestra en la figura 4.2, en ella se presenta una gráfica en coordenadas logarítmicas de presión contra gasto, tiene 3 segmentos de línea recta marcados como intervalos 1, 2 y 3.

El intervalo 1 Definido por el gasto (Q) igual al gasto máximo ($Q = Q_{max}$) corresponde a la porción superficial del pozo donde la bomba se opera a la presión máxima permisible y el gasto es el máximo posible.

El intervalo 2 Definido por la caída de presión parásita óptima constante, corresponde a la porción intermedia del pozo, donde el gasto se vio reducido gradualmente para poder mantener la relación $\Delta P_{p, opt} / P_{s, max}$ al nivel adecuado, según el criterio elegido para optimizar.

El intervalo 3 Definido por el gasto (Q) igual al gasto mínimo ($Q = Q_{min}$) corresponde a la sección profunda del pozo, en donde el gasto se debe reducir al valor mínimo con el cual se puede levantar eficientemente los recortes del fondo del pozo.

En la figura 4.2 el punto de intersección de la línea que corresponde a la caída de presión parásita y la trayectoria hidráulica óptima, representa las condiciones de operación óptima de la bomba es decir gasto óptimo en el sistema. Además la caída de presión en la barrena óptima que representa la diferencia de la presión superficial máxima y la caída de presión parásita óptima es decir:

$$\Delta P_{b_{opt}} = P_{s_{max}} - \Delta P_{p_{opt}} \quad (4.2.11a)$$

En la figura 4.2, la intersección de la línea de pérdida de presión parásita y la trayectoria hidráulica ocurre en el intervalo 2. Esto corresponde a un barrena corrida a una profundidad intermedia. Como la caída de presión parásita se incrementa con la profundidad, una corrida de barrena superficial tenderá a intersectar en el intervalo 1 y una corrida de barrena profunda tenderá a intersectar el intervalo 3.

IV.4.1 Procedimiento de Cálculo del Método Gráfico.

1. Determinar el valor de la constante m , ya sea utilizando el método de campo, si se cuenta con los datos necesarios, o bien estimar $m = 1.86$
2. Calcular la presión parásita a una profundidad dada, a un gasto cualquiera; mediante la ecuación (4.2.4)
3. Determinar el gasto mínimo con las ecuaciones (4.3.4)
4. Determinar el gasto máximo con la ecuación (4.3.1) y la presión superficial máxima.
5. Calcular la caída de presión parásita óptima de acuerdo al criterio seleccionado
6. En una gráfica de $\log(p)$ contra $\log(Q)$ representar mediante segmentos de línea recta; la presión superficial máxima, el gasto mínimo, el gasto máximo y la caída de presión parásita calculada de

* La nomenclatura de las ecuaciones se encuentra en la página IV-133

acuerdo al criterio seleccionado; posteriormente determinar la trayectoria de la hidráulica óptima como se muestra en la figura 4.2

7. Graficar los valores de P_p contra Q a la profundidad de interés (con datos del paso 2) y trazar una recta de pendiente m a través de estos puntos.
8. Determina los parámetros de gasto óptimo y caída de presión parásita óptima de la intersección de la línea dada por la ecuación (4.2.4) y la trayectoria hidráulica óptima
9. Determinar caída de presión en la barrena óptima con la ecuación (4.3.5), área de toberas óptima con la ecuación (4.2.14) y la combinación de toberas por medio de la tabla 4.1.
10. Calcular máxima potencia en la barrena con la ecuación (4.1.1), la máxima fuerza de impacto con la ecuación (4.1.2) y la máxima velocidad en las toberas con la ecuación (4.1.3).

AREA DE DESCARGA DE LAS TOBERAS EN ft^2																	
TOBERAS	0	7/32	8/32	9/32	10/32	11/32	12/32	13/32	14/32	15/32	16/32	18/32	20/32	22/32	24/32	26/32	
Tamaño Núm.	0	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	
0	0	0.0732	0.0982	0.1242	0.1534	0.1856	0.2209	0.2592	0.3007	0.3451	0.3927	0.4436	0.4974	0.5541	0.6136	0.6759	
7/32	1	0.0576	0.1129	0.1398													
8/32	1	0.0491	0.1263	0.1473	0.1733												
9/32	1	0.0621		0.1503	0.1864	0.2155											
10/32	1	0.0767			0.2016	0.2310	0.2623										
11/32	1	0.0938				0.2082	0.2784	0.3137									
12/32	1	0.1104					0.2961	0.3313	0.3697								
13/32	1	0.1296						0.3305	0.3683	0.4083							
14/32	1	0.1503							0.4096	0.4510	0.4955						
15/32	1	0.1726								0.4732	0.5177	0.5653					
16/32	1	0.1963									0.5415	0.5890	0.6394				
18/32	1	0.2485										0.6412	0.7033	0.7621			
20/32	1	0.3008											0.8036	0.8704	1.0492		
22/32	1	0.3712												0.9818	1.1157	1.2548	
24/32	1	0.4418													1.1892	1.3234	1.4708
26/32	1	0.5185														1.4021	1.5565

La columna vertical del lado izquierdo corresponde a toberas sencillas de un tamaño específico dado en 32avos de pulgada. Las áreas colocadas sobre el eje horizontal corresponden a dos toberas de igual tamaño. Las áreas en los ejes diagonales son la suma de dos toberas en la columna correspondiente y una tobera en el mismo eje.

Tabla 4.1 combinación de áreas de toberas

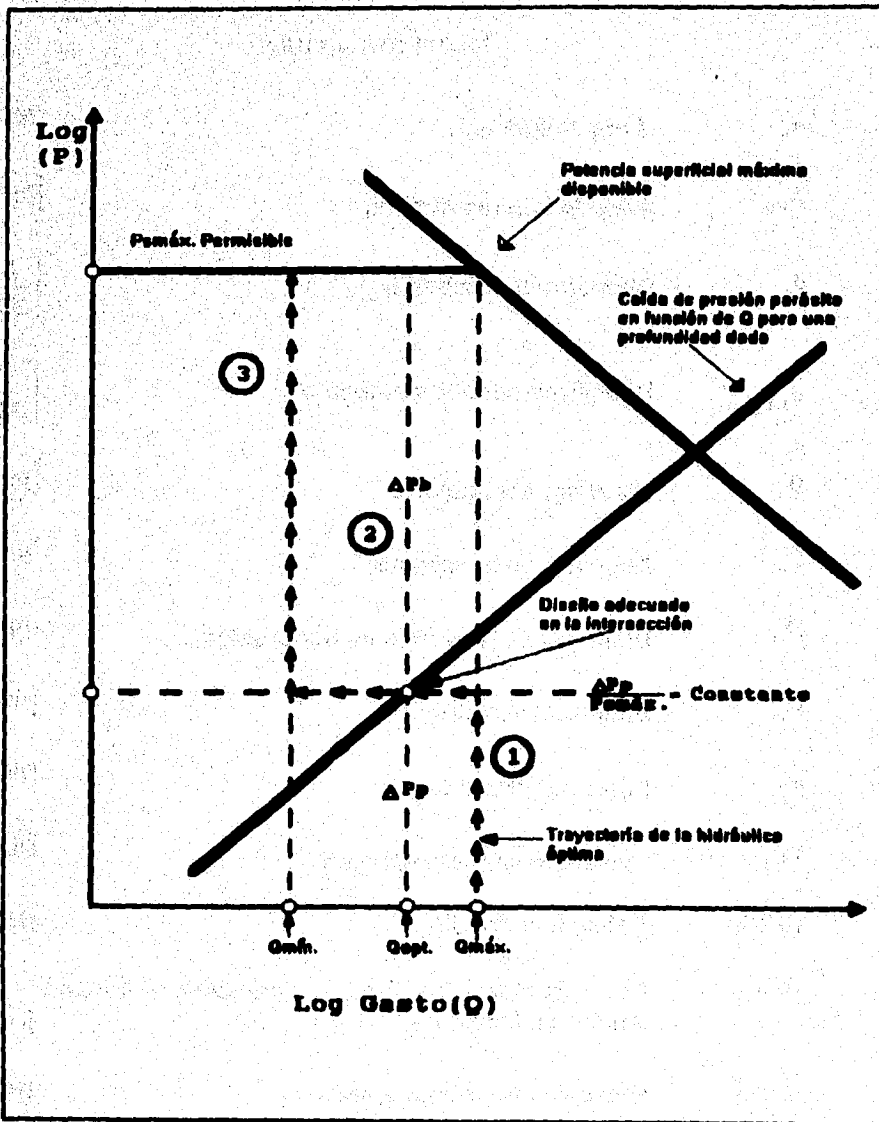


figura 4.2 método gráfico para representar la trayectoria de la hidráulica óptima

NOMENCLATURA

A_i	Área de toberas,	[PS²]
A_{opt}	Área de toberas óptima,	[PS²]
d_i	Diámetro de n-toberas	[$\frac{1}{32}$ PS]
d_{1,2,3(opt)}	Diámetros de toberas óptimos,	[$\frac{1}{32}$ PS]
D_i	Diámetro del agujero,	[PS]
D_b	Diámetro de la barrena,	[PS]
D_o	Diámetro de la tubería de perforación,	[PS]
E_v	Eficiencia volumétrica,	[decimal]
F_b	Fuerza de impacto,	[lb - f]
F_{bmax}	Fuerza de impacto máximo	[lbf]
HP_{Pb}	Potencia hidráulica,	[HP]
HP_{Pmax}	Potencia hidráulica máxima ó cabalaje hidráulico superficial máximo,	[HP]
HP_{opt}	Potencia superficial óptima	[HP]
K	Perdida de presión por fricción por gasto unitario,	[$\frac{\text{kg} / \text{cm}^2}{\text{gpm}}$]

m	Constante que depende de las propiedades del lodo y del régimen de flujo,	[adim]
NRe	Número de Reynolds,	[adim]
Ps	Presión superficial,	$\left[\frac{\text{kg}}{\text{cm}^2} \right]$
Ps_{opt}	Presión superficial óptima,	$\left[\frac{\text{kg}}{\text{cm}^2} \right]$
Ps_{max}	Presión superficial máxima,	$\left[\frac{\text{kg}}{\text{cm}^2} \right]$
Q	Gasto de flujo,	[gpm]
Q_{max}	Gasto máximo,	[gpm]
Q_{min}	Gasto mínimo,	[gpm]
Q_{opt}	Gasto de flujo óptimo,	[gpm]
V_{anul}	Velocidad anular mínima,	$\left[\frac{\text{pie}}{\text{min}} \right]$
Vn	Velocidad en las toberas,	$\left[\frac{\text{pie}}{\text{seg}} \right]$
Vn_{opt}	Velocidad en las toberas óptima,	$\left[\frac{\text{pie}}{\text{seg}} \right]$
ΔPb	Caída de presión en la barrena,	$\left[\frac{\text{kg}}{\text{cm}^2} \right]$
ΔPb_{opt}	Caída de presión en la barrena óptima,	$\left[\frac{\text{kg}}{\text{cm}^2} \right]$

HIDRÁULICA ÓPTIMA

ΔP_p	Caída de presión parásita,	$\left[\frac{\text{kg}}{\text{cm}^2} \right]$
$\Delta P_{p_{opt}}$	Caída de presión parásita óptima,	$\left[\frac{\text{kg}}{\text{cm}^2} \right]$
ρ	Densidad del fluido,	$\left[\frac{\text{g}}{\text{cm}^3} \right]$

BIBLIOGRAFÍA

- ① **Adams, N.: "DRILLING ENGINEERING A COMPLETE WELL PLANNING APPROACH", Peawell Books, Tulsa, Ok.**
- ① **Azar, J.J. "DRILLING OPTIMIZATION"; The University of Tulsa. Tulsa Ok.**
- ① **Bourgeois Jr, A.T.; Keith, K.M.; Martin, E.CH. and Young Jr, F.S.: "APPLIED DRILLING ENGINEERING", SPE Textbook Series, First edition 1986. Richardson Tx.**
- ① **Kendall, W.A. and Goins, W.C. " DESIGN AND OPERATIONS OF JET BIT PROGRAMS FOR MAXIMUM HYDRAULICS HORSEPOWER, IMPACT FORCE, OR JET VELOCITY", Trans. AIME; Vol. 219. 1960.**
- ① **León Loya, J.G.: "NOTAS Y APUNTES DEL CURSO DE TECNICAS DE PERFORACION DE POZOS", Facultad de Ingeniería, UNAM, 1991.**
- ① **Lumuss, J.L.: "DRILLING OPTIMIZATION", JPT, Nov. 1970.**
- ① **"MANUAL DE HIDRÁULICA PARA INSPECTORES DE REPARACIÓN Y TERMINACIÓN DE POZOS" IMP-PEMEX.**
- ① **Mc lean, R.H. "VELOCITIES, KINETIC ENERGY AND SHEAR IN CROSS FLOW UNDER THREE-CONE JET BITS", J.P.T. Dic. 1965. Trans. AIME 284.**
- ① **"PROGRAMA DE PERFORACIÓN DEL POZO DE DESARROLLO EK-13" PEMEX-IMP. Región Marina, Distrito Cd. del Carmen, Camp.**
- ① **Speer, J.W. "A METHOD FOR DETERMINING OPTIMUM DRILLING TECHNIQUES", Drilling and Prod. Prac., API 1958.**

V CAPACIDAD DE ACARREO DE LOS RECORTES DE FORMACIÓN

V.1 ANÁLISIS DE LAS VELOCIDADES INVOLUCRADAS EN LA CAPACIDAD DE ACARREO

V.1.1 Velocidad Anular

En las operaciones de perforación tanto el fluido como los recortes de formación están en movimiento, uno de los factores importantes para el análisis del movimiento de dichos recortes es el estudio de la velocidad anular.

La velocidad anular es la velocidad con la que el fluido de control se transporta en el espacio anular y se expresa en m/min o pie/seg, como se mencionó es un factor importante que influirá en la remoción de los recortes y por tal en la limpieza del fondo del pozo.

La velocidad anular depende de 3 factores

- ⊖ Capacidad de bombeo
- ⊖ Diámetro del pozo
- ⊖ Diámetro exterior e interior de tubería de perforación y lastrabarrenas.

La expresión para el cálculo de la velocidad anular es:

$$V_a = \frac{24.51Q}{D_{\text{ext}} - D_{\text{int}}} \quad (5.1.1)$$

La tabla (5.1) muestra algunas recomendaciones de la velocidad anular para diferentes diámetros del pozo.

La velocidad anular con la que se transportan los recortes del fondo del pozo a la superficie, en algunas ocasiones suelen ser excesivas o insuficientes.

Capacidad de Acarreo de los Recortes de Formación

Cuando se trata de una velocidad insuficiente se tienen problemas como el llamado efecto de retención (Hold Down).

Los recortes son mantenidos en el fondo provocando el remoldeo de los mismos, lo que impide que los dientes de la barrena incidan en la roca nueva, disminuyendo así la velocidad de penetración y por lo tanto limitando la vida de la barrena.

DIAMETRO DEL POZO	VELOCIDAD ANULAR RECOMENDABLE	
	(m/min)	(pie/min)
18	24	80
12 1/4	27	90
10 3/4	33.5	110
8 5/8	36.5	120
7 5/8	39.6	130
6	42.7	140

Tabla 5.1 valores recomendados de velocidad anular para diferentes diámetros

Otro problema originado por el aglutinamiento de recortes en el fondo del pozo, es la pegadura de tuberías tanto en operaciones de viaje o en desconexiones de tubería de perforación. Este fenómeno es debido a que los recortes se acumulan y adhieren en las zonas donde el área del espacio anular es mínima, como en la sección de los lastrabarrenas.

El alto contenido de sólidos en suspensión en el lodo de perforación, originado por altas concentraciones de recortes, incrementa la densidad del fluido y por lo tanto crea una mayor presión hidrostática, agregado a ello la falta de poca permeabilidad en la roca y gran pérdida de filtrado, se tendrá un incremento en la resistencia de la roca, por la alteración de su estado de esfuerzos, disminuyendo la velocidad de penetración.

Así mismo, debe reconocerse que el exceso en la velocidad anular del fluido, propiciará que las pérdidas de presión por fricción en la sarta aumenten a medida que la velocidad de flujo del fluido se incrementa. Y con ello la energía disponible para la limpieza de la barrena se reduce notablemente.

Debido a la gran variedad de problemas que se pueden generar al no tener una buena limpieza del pozo, se han realizado estudios para correlacionar los parámetros que tienen mayor importancia en la determinación de la capacidad de acarreo de los recortes de formación,

estudios experimentales de la capacidad de acarreo de los recortes de formación han sido planteados por varios autores.

En 1941 R. J. S. Pigott realizó por primera vez un estudio del fenómeno de transporte de recortes en los lodos de perforación.

En 1951 G.H Bruce y C.E. Williams reportaron resultados de laboratorio y medidas de campo sobre la capacidad de acarreo del lodo. Utilizando como fluido de perforación agua, en su trabajo ilustraron el fenómeno del ascenso de la partícula en forma de disco y su relación con el régimen de flujo, tipo de fluido, condición física de la partícula y el efecto de la rotación de la tubería de perforación sobre la partícula. este efecto se muestra en la figura 5.1.

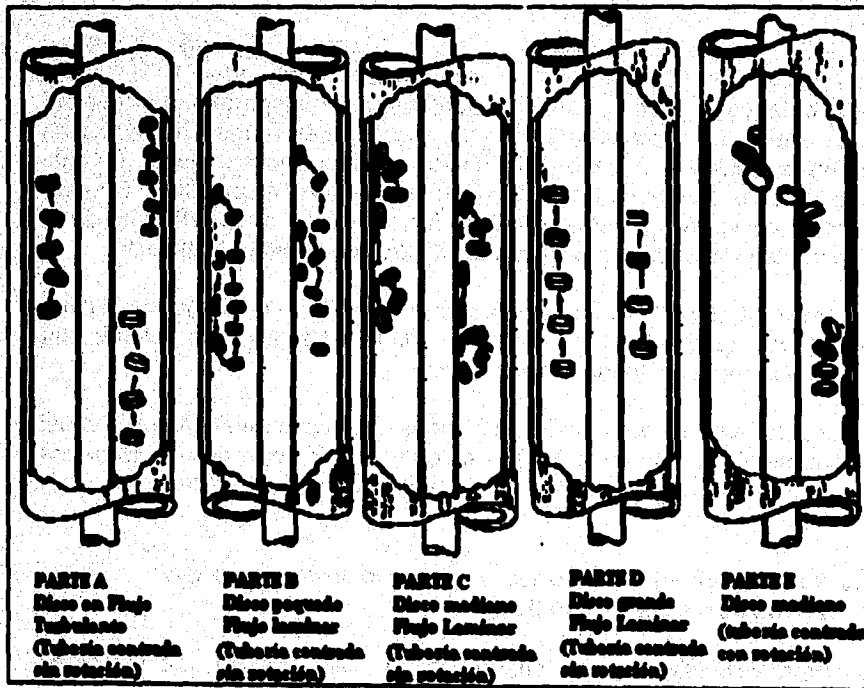


figura 5.1 comportamiento de recortes de diferentes tamaño en diferente tipo de flujo y con tubería de perforación con o sin rotación

Anteriormente la velocidad anular mínima comúnmente usada era de 200 pie/min aproximadamente. Como resultado del trabajo de Bruce y Williams se obtuvieron velocidades de 100 pie/min a 125 pie/min.

Un trabajo más reciente fue el presentado por T.R. Sifferman donde indica que una velocidad de 100 pie/min puede requerirse cuando el fluido de perforación es agua; y una velocidad anular de 50 pie/min deberá proporcionar un transporte de recortes satisfactoriamente en un lodo de perforación.

V.1.2 Velocidad Terminal de Asentamiento

La velocidad terminal de asentamiento, es la velocidad descendente que experimenta una partícula al encontrarse en el seno de un líquido que se encuentra en reposo, es decir una partícula experimenta una fuerza ascendente positiva debido al efecto de la velocidad anular, de la densidad y la viscosidad del fluido de perforación.

Por otro lado se aplican en la partícula fuerzas negativas descendentes a contra flujo debido a las fuerzas de gravedad. El resultado de este balance de fuerzas es que la partícula sea transportada a través del espacio anular, pero cuando el fluido se encuentra en reposo las partículas tenderán a caer en el seno del líquido a una velocidad dada, la cual paulatinamente disminuirá hasta alcanzar una velocidad constante. En este instante la velocidad de caída estará en función de las características de la partícula, las propiedades reológicas del fluido y de densidad del fluido.

En el capítulo IV se mencionó que el objetivo de la hidráulica óptima, es el balance apropiado de los elementos de la hidráulica para obtener una limpieza adecuada del fondo del pozo.

Por lo tanto el diseño hidráulico servirá de apoyo en la prevención del comportamiento de los factores que afectan la velocidad de asentamiento de la partícula, la cual se ha estudiado desde el principio de este siglo.

V.1.3 Velocidad Promedio de Acarreo o Velocidad de Transporte de la Partícula.

Esta velocidad ocurre cuando la partícula alcanza una velocidad constante en el seno de un fluido en movimiento.

En otras palabras. Para levantar las partículas sólidas, la velocidad promedio de la fase líquida V_f o velocidad anular V_a , deberá ser mayor que la velocidad de asentamiento de la misma partícula V_s y la diferencia positiva entre ambas se denomina velocidad promedio de acarreo o velocidad de deslizamiento de la partícula V_t , definida por:

$$V_t = V_a - V_s \quad (5.1.2)$$

según esta expresión el comportamiento de las partículas en el espacio anular es el siguiente:

- Si $V_a = V_s$ implica que $V_t = 0$, por lo tanto se mantiene estacionario.
- Si $V_a = 0$ implica que $V_t = -V_s$, por lo tanto la partícula cae.
- Si $V_a < V_s$ implica que $V_t < 0$ por lo tanto la partícula cae.
- Si $V_a > V_s$ implica que $V_t > 0$ por lo tanto la partícula se eleva.

V.2 FACTORES QUE AFECTAN LA CAPACIDAD DE ACARREO DE LOS RECORTES.

Los factores que afectan la capacidad de acarreo de los recortes de formación son los siguientes:

- ⊕ Propiedades físicas de los lodos.
- ⊕ Velocidad de flujo en el espacio anular
- ⊕ Geometría del pozo.
- ⊕ Concentración de recortes.
- ⊕ Tamaño y configuración de la partícula.
- ⊕ Velocidad de rotación de la tubería de perforación.
- ⊕ Ritmo de penetración de la barrena

V.2.1 Propiedades Físicas de los Lodos.

Las propiedades físicas de los lodos afectan la capacidad de acarreo de dos formas: por medio de las propiedades reológicas del fluido y por la densidad del fluido.

Por medio de las propiedades reológicas del fluido.

No se han establecido relaciones definitivas de como afecta la reología el efecto del acarreo. Sin embargo de trabajos realizados se han obtenido las siguientes conclusiones:

* La nomenclatura de las ecuaciones se encuentra en la página V-122.

E.A.Hopkin observó ciertos decrementos en la velocidad de asentamiento, originado a su vez por incrementos en el valor del punto de cendecia o de la viscosidad. De ahí la necesidad de la utilización de velocidades anulares de lodo arriba de 120 pie/min, para limpiar el pozo con lodos de baja viscosidad. Mientras que las velocidades de lodos bajos serían posibles y bien justificadas con lodos de altas viscosidades. Ello para evitar las pérdidas de presión por fricción.

Otros cálculos realizados por algunos investigadores indicaron que para varias condiciones normales de perforación un cierto incremento en la viscosidad del lodo es suficiente para cambiar el patrón de flujo del fluido en el espacio anular, de turbulento a laminar.

Basado en esto Hall y colaboradores reportaron un decremento bastante significativo de la velocidad de asentamiento de los recortes, para la misma velocidad de flujo al cambiar el patrón de flujo de laminar a turbulento en el espacio anular.

Por otro lado los fluidos de perforación de baja viscosidad-gel son superiores a los de alta viscosidad-gel en la remoción de los recortes.

Densidad del fluido.

El incremento de la densidad del fluido de perforación, mientras que sus otras propiedades se conservan lo más constante posible, dará como resultado, una mejora en la capacidad de acarreo.

La densidad del lodo tiene un efecto moderado sobre el transporte de recortes en el espacio anular. Como se muestra en la gráfica de la figura 5.2 a velocidades anulares bajas existe una mayor divergencia entre las curvas.

Cuando la densidad del lodo exceda las 15 lb/gal. la única función de la viscosidad es soportar las partículas de barita, por consiguiente la velocidad de asentamiento de la partícula sería muy baja con lodos pesados.

V.2.2 Velocidad de Flujo en el Espacio Anular

A valores altos de la velocidad anular se tienen flujos turbulentos, así como problemas para el óptimo transporte de los recortes. Por tal motivo las velocidades anulares se deberán reducir.

Este efecto es variable, como se muestra en la figura 5.3, la relación de transporte se incrementa rápidamente con la velocidad de circulación, pero después empieza a incrementarse con un ritmo más lento dentro del rango de la velocidad de 100 a 200 pie/min Este efecto explica que a mayor velocidad de circulación corresponde mayor caída de presión por fricción.

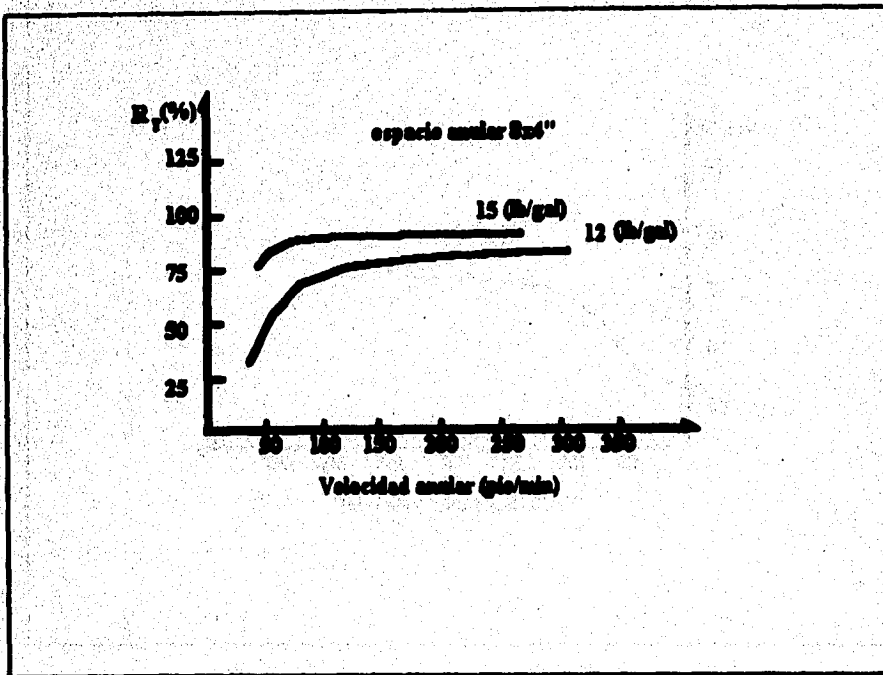


figura 6.2 efecto de la densidad del lodo sobre la capacidad de acarreo

Varios autores han definido rangos de velocidad anular, por ejemplo Bruce y Williams, demostraron que las velocidades de flujo menores a los 200 ft/min son suficientes para remover los recortes del fondo del pozo.

Sifferman recomendó el uso de velocidades menores de 50 ft/min para lodos bentoníticos; para lodos poliméricos de baja viscosidad se debió tener velocidades de 120 ft/min y para altas viscosidades se tiene 90 ft/min

Se ha demostrado que la velocidad anular puede elevarse si se incrementan:
el tamaño de recortes, el ritmo de penetración, el diámetro de la tubería de perforación.

Y puede reducirse si se incrementa: la concentración de recortes, la presión equivalente de la mezcla circulante del fondo, el diámetro de tubería de revestimiento, el diámetro de agujero y el porcentaje del lodo o esfuerzo de cedencia sobre la viscosidad.

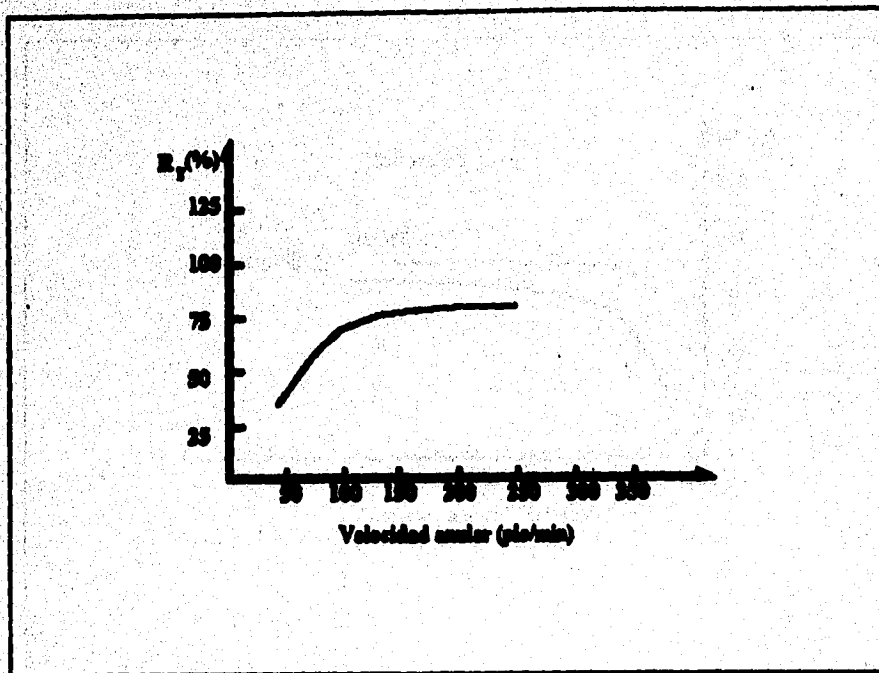


Figura 5.3 Incremento de la capacidad de acarreo con la velocidad anular

Se puede establecer una velocidad anular óptima, tomando en cuenta la velocidad más representativa de las condiciones existentes en el fondo del pozo, y tomando en consideración que es una velocidad a la cual la presión de fondo sea un mínimo, así como generar la máxima limpieza del agujero y el uso más eficiente de la acción de corte de la barrena, y que pueda alcanzarse cuando la presión de fondo producida por la mezcla circulante del todo y recortes se traduzca a un mínimo.

V.2.3 Geometría del Pozo

Para un buen diseño y planeación de las características del fluido es necesario conocer la geometría y la conformación estratigráfica del pozo, ya que si estos proporcionan derrumbes o bien ampliaciones podrían sufrir cambios repentinos en las velocidades anulares de algunas zonas, que como consecuencia reduzca la velocidad de flujo hasta de un 50%.

Todos los fluidos no newtonianos en particular los fluido de perforación tienen características no lineales y requieren más de un término para definir su comportamiento viscoso al circular por diferentes áreas de flujo, tal es el caso que presenta la geometría del pozo. Por todo esto es necesario conocer las dimensiones del mismo para planear las velocidades anulares requeridas en cada una de las secciones. Por ejemplo es más fácil sacar los recortes cuando se tiene una geometría del pozo casi vertical que cuando se tiene una geometría direccional u horizontal. Para ello se cree que con un ángulo de desviación de 35° a 65° con respecto a la vertical se dificulta aún más sacar los recortes. Todavía es más difícil para pozos horizontales pues el flujo con el tiempo va formando sedimentos con los recortes o partículas, simulando en la parte inferior del espacio anular una especie de dunas que crearan restricción al flujo, pegadura de tubería, entre otro problemas.

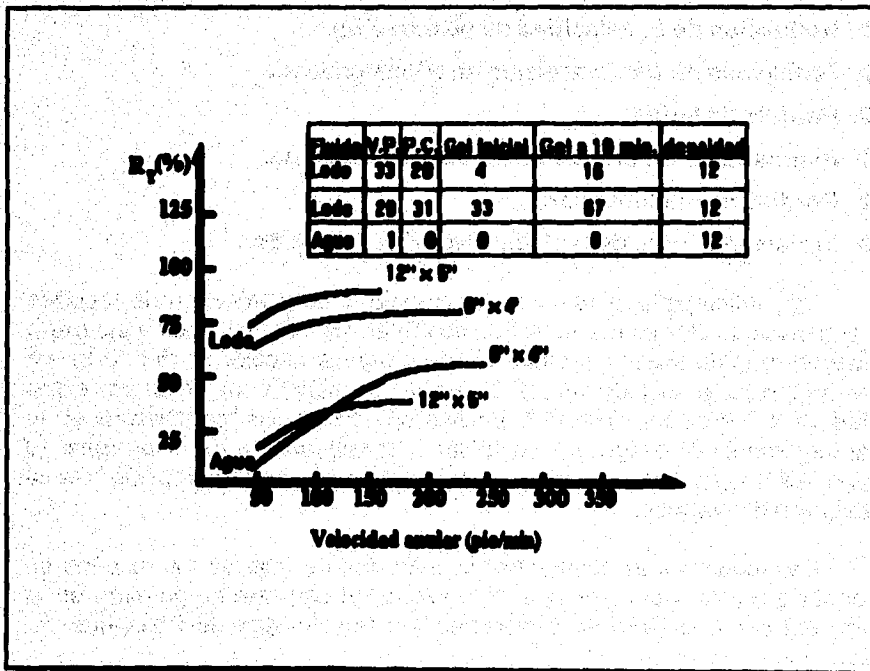


Figura 5.4 efecto de la geometría del pozo sobre el transporte de recortes medianos, N = 100 rpm, densidad del lodo 12 lb/gal.

Sifferman y colaboradores realizaron un estudio sobre el transporte de recortes en tuberías de perforación y de revestimiento para varias

combinaciones de diferentes diámetros, en un rango normal de velocidad anulares, utilizando un lodo tipo bentonítico. La diferencia en la capacidad de transporte entre cada combinación fue ligera; dichos resultados se muestran en la figura 5.4

V.2.4 Concentración de Recortes

Experiencias de campo indican que durante la perforación a baja profundidades, con lodos de baja viscosidad, se requieren velocidades anulares altas, para el mejor ascenso de los recortes y la limpieza adecuadas del agujero.

El incremento en la concentración de recortes trae consigo varios problemas: las presiones de fondo se incrementa propiciado un desequilibrio en la igualación de presiones tanto de formación como la hidrostática, originándose:

- ⊗ Reducción de la velocidad de penetración.
- ⊗ Problemas de fracturamiento en zonas críticas.
- ⊗ Pérdida de fluido.
- ⊗ Pegadura de tubería en zonas de área reducida.
- ⊗ Pérdida de sustentación.
- ⊗ Incremento en la densidad y viscosidad del lodo.

Otra dificultad que se presenta cuando la concentración de recortes en el espacio anular es mayor al 5%, ocurre en las operaciones de conexión y desconexión de tubería, cuando se interrumpe la circulación del fluido; en este momento si el lodo no es capaz de suspender los recortes, estos tenderán a descender, formando beches de sólidos (camas fluidizadas), lo cual incrementa el peligro de pegadura o embolamiento de la barrena. El riesgo es mayor cuando mayor sea el tiempo de interrupción de la circulación de bombeo.

Bajo condiciones constantes, la velocidad de flujo de los recortes en el espacio anular, debe ser igual a la velocidad con que se generan en el fondo del pozo, al ritmo de perforación y a la velocidad de transporte del lodo.

La velocidad de penetración promedio (R_p) tiene por lo tanto una estrecha relación con el valor de la concentración de los recortes en el fluido de perforación. Tal como se muestra en la siguiente expresión:

$$C_t = \frac{R_p}{V_a \left[1 - \left(\frac{D_{ext}}{D_{int}} \right)^2 \right]} \quad (5.2.1)$$

V.2.6 Tamaño y Configuración de la Partícula.

Los recortes generados en las operaciones de perforación rara vez poseen una forma esférica regular. Para efectos de estudio se plantearon en forma de discos.

Entonces para partículas en forma de disco, el área transversal depende de la dirección del flujo existente. Se ha demostrado mediante experimentos de laboratorio, que la orientación del disco cuando el fluido está en un régimen de flujo laminar se ve afectada por la relación de espesor-diámetro de la partícula. Cuando esta relación está entre 0.3 y 0.8, el disco es transportado en posición horizontal. Cuando la relación es mayor de 0.8, el disco adquiere una posición de canto. Si la relación es menor de 0.3, la orientación es inestable, ya que la partícula gira de la posición horizontal a una de canto, estos cambios son consecuencia del exceso al torque y a la distribución de velocidades del fluido en flujo laminar.

Cuando el flujo es turbulento la relación espesor-diámetro y la orientación del disco son independientes, como lo muestra la figura 5.1.

H.U Zeidler reconoció la necesidad de una caracterización geométrica de los recortes, con el fin de clasificar y de esta forma entender el mecanismo de transporte. Propuso una clasificación de acuerdo a sus dimensiones mayores, así como de su configuración física.

En la práctica el diámetro de una partícula puede ser estimado en forma visual, pero si se requiere más precisión, el diámetro equivalente puede determinarse mediante una malla.

Por otro lado el incremento en la velocidad de la partícula va de cero en la pared a un máximo en las proximidades del centro de la corriente del fluido en el espacio anular, la gráfica de la figura 5.5 describe este fenómeno. Puesto que la partícula en posición horizontal durante su trayectoria por el espacio anular es proyectada a través de regiones de diferentes velocidades, tal como se ilustra en la figura 5.5; donde la fuerza F_4 es mayor a la fuerza F_2 debido a que la velocidad V_4 es mayor a la velocidad V_2 , produciendo un torque que tiene como origen el centro de

* La nomenclatura de las ecuaciones se encuentra en la página V-188.

CARGAS DE ACABADO DE LOS ESCOTES DE FORMACIÓN

gravidad de la partícula, ocasionado por la acción de estas fuerzas de diferente magnitud, de tal manera que la partícula tiende a girar y también desplazarse de la zona de mayor a la de menor fuerza, es decir hacia el exterior de la corriente.

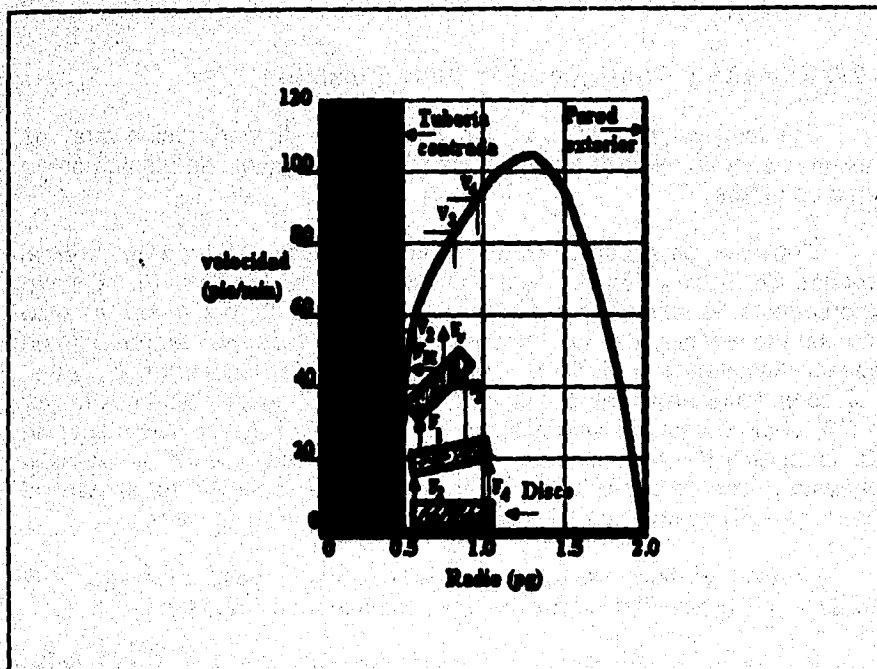


figura 5.5 efecto del torque sobre una partícula en flujo laminar

Como la partícula tiende a inclinarse, el componente de la fuerza horizontal se hace efectivo y presiona sobre la partícula. La combinación de este con el torque la empuja hacia la pared, donde la fuerza ascendente es mínima, por lo que empieza a deslizarse hacia el fondo del pozo. Si la partícula es delgada y la fuerza efectiva sobre ella en contra de la pared es grande, la partícula no solo cae sujeta a la tubería si no que se adhiere a la misma.

Para contrarrestar este efecto es recomendable minimizar la velocidad anular y mantener un régimen de flujo laminar en las secciones superiores, donde las fuerzas de arrastre las proporcionan las propiedades viscosas y el régimen de flujo turbulento en áreas reducidas, como son la sección de corte bajo la barrena y el espacio anular de los lastrebarrenas.

Las partículas con relación espesor-diámetro de 0.3 son difíciles de mover del agujero, debido a que con facilidad son adheridas a las paredes del pozo por las fuerzas de flujo del fluido, aun cuando estas sea débiles, ya que este tipo de partículas son delgadas y de menor peso, por lo que para removerlas se debe mantener flujo turbulento.

V.2.6 Velocidad de Rotación de la Tubería de Perforación.

La rotación de la tubería de perforación, desarrolla un movimiento circular sobre el fluido en el espacio anular, resultando así una fuerza centrífuga que afecta a los recortes de tal forma que estos son obligados a emigrar lejos de la tubería y a adquirir una trayectoria helicoidal ascendente a través del espacio anular.

En régimen de flujo turbulento el ascenso de las partículas no se ve afectado por la rotación de la tubería, mientras que en un fluido laminar la rotación incrementa la capacidad de transporte; Esto debido a que la velocidad y su perfil de flujo son tales que la fuerza centrífuga es lo suficientemente grande para enviar a los recortes hacia la región de alta velocidad de flujo.

C.E.Williams y G.H.Bruce realizaron estudios con tuberías sin centrar y sin rotar, y observaron que el porcentaje de recortes transportados a la superficie eran muy bajos, lo que fue atribuido a la canalización del fluido y al entrapamiento subsecuente de las partículas en las zonas donde la tubería se recargaba sobre la pared del pozo y en las que tienen poca área de flujo. Cuando la tubería se centró, la recuperación de recortes aumento y al momento de aplicarle rotación resulto un mayor incremento en la recuperación de recortes este comportamiento se muestra en la figura 5.1.

La efectividad de este factor en el incremento de la capacidad de acarreo, es causada en gran parte por la turbulencia que se forma alrededor de la superficie de la tubería la cual impide que se adhieran las partículas a las paredes de las misma, de esta forma ayuda en la prevención de pegaduras y embolamiento de la barrena.

V.2.7 Ritmo de Penetración de la Barrena.

Cuando se incrementa el contenido de sólidos o de partículas, el peso del lodo y la viscosidad también se incrementan, afectándose por tal motivo las propiedades del filtrado y de la tensión superficial es decir el lodo es afectado totalmente.

Experimentos han logrado demostrar que el contenido de partículas sólidas en el fluido de perforación son inversamente proporcionales al ritmo de penetración, como se muestra en la figura 5.6 y 5.7; en ellas se observa que un incremento en el contenido de sólidos reduce substancialmente el ritmo de penetración.

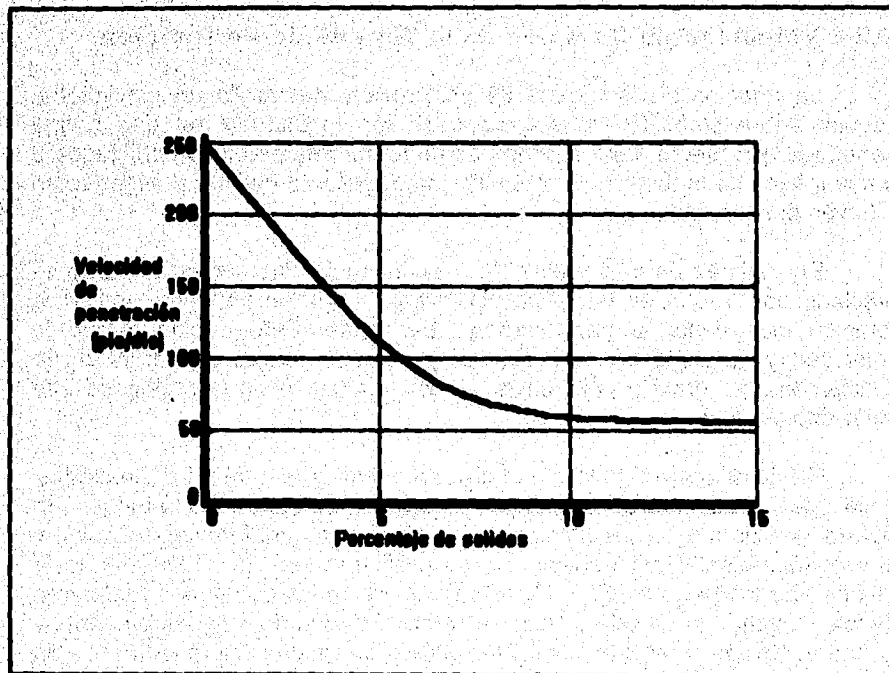


figura 5.6 efecto del contenido de sólidos sobre la velocidad de penetración

Otro estudio da como resultado la gráfica de la figura 5.7 y representa para un lodo en particular, la relación del costo por pie perforado para distintas velocidades anulares; según la ecuación del costo:

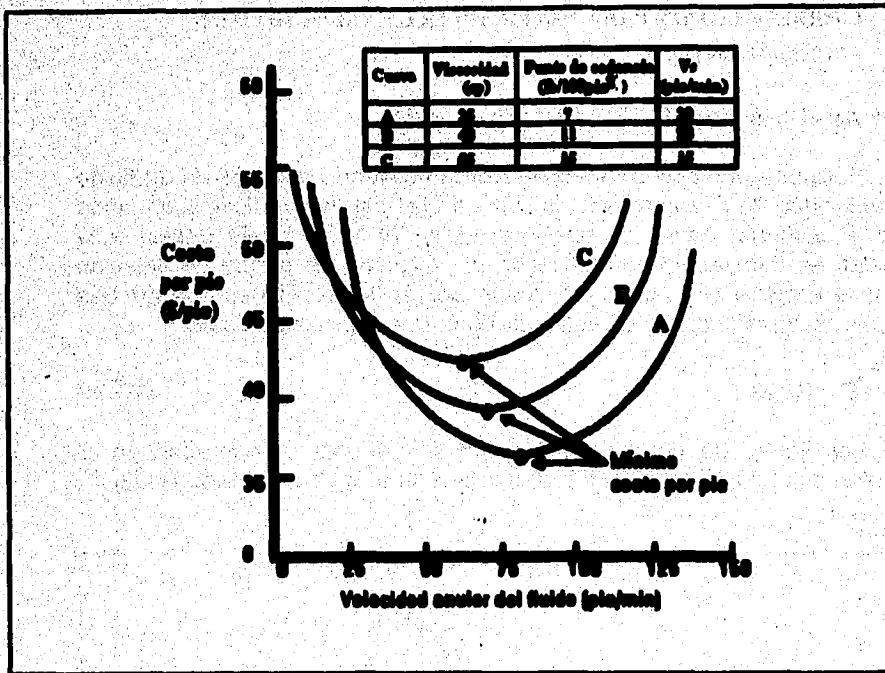


Figura 5.7 ejemplo del efecto de la viscosidad del lodo sobre el transporte de recortes y el mínimo costo por pie

$$C = \frac{C_D + C_R(T_R + T_T + T_C)}{RT_R} \quad (5.2.2)$$

En la ecuación anterior R fue obtenida utilizando el modelo de Bourgoyne y Young, en donde se establece una relación entre la fuerza de impacto hidráulico, la densidad equivalente de circulación y el mismo ritmo de penetración.

Finalmente el ritmo de penetración es importante para la predicción y control de las concentraciones de recortes en el espacio anular, la densidad de control equivalente y la relación de transporte. Esta última es función de la velocidad de asentamiento de la partícula.

* La nomenclatura de todas las ecuaciones se encuentra al final del capítulo

V.3 CORRELACIONES PARA DETERMINAR LA VELOCIDAD DE ASENTAMIENTO.

V.3.1 Análisis para Fluidos Newtonianos.

Para una partícula de material extraño cayendo a través de un fluido a su velocidad de asentamiento, la suma de las fuerzas verticales actuando sobre la partícula debe ser cero. La fuerza W hacia abajo debida a la gravedad es exactamente balanceada por la suma de fuerza de flotación F_{bo} y el arrastre viscoso F provocado por el fluido. El peso W de una partícula de densidad ρ_p y de volumen V_p puede expresarse como:

$$W = \rho_p V_p g \quad (5.3.1)$$

Las líneas de corriente así como las fuerzas involucradas en el movimiento del fluido sobre una partícula que se asienta se muestra la figura 5.8.

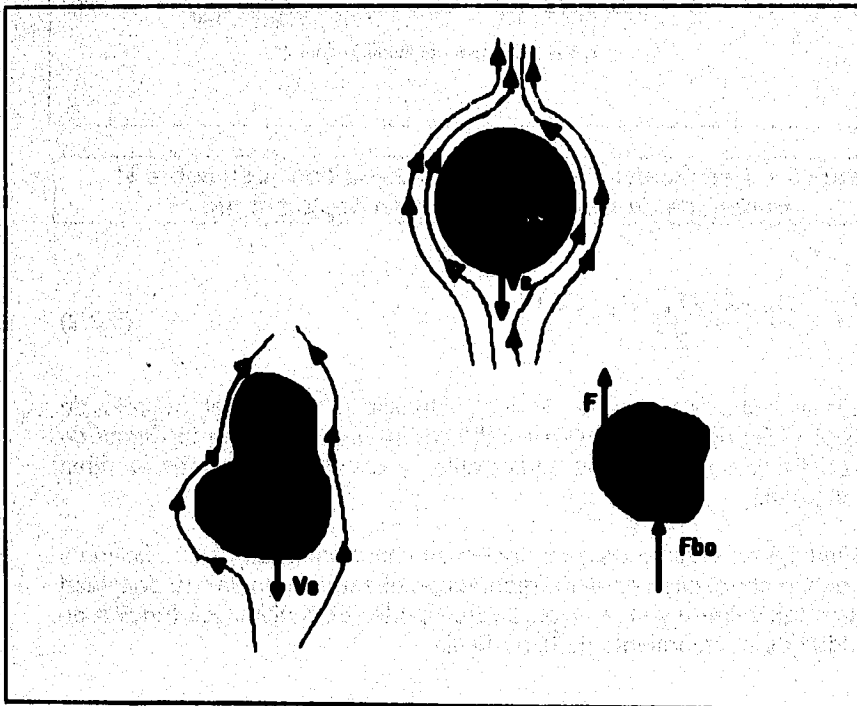


figura 5.8 líneas de corriente del movimiento del fluido sobre un asentamiento de partícula

La fuerza de flotación puede expresarse en términos del peso del líquido desplazado por

$$F_{be} = \rho_f V_p g \quad (5.3.2)$$

Sumando las fuerzas verticales se tiene:

$$F = W - F_{be} = (\rho_p - \rho_f) g V_p \quad (5.3.3)$$

Por otro lado para una partícula esférica, el volumen de la partícula está dado por:

$$V_p = \frac{\pi d_p^3}{6} \quad (5.3.4)$$

y la fuerza viscosa F puede expresarse en términos del diámetro de la partícula:

$$F = (\rho_p - \rho_f) g \left(\frac{\pi d_p^3}{6} \right) \quad (5.3.5)$$

Stokes mostró que para flujo de resbalamiento, (los chorros de flujo en movimiento pasan suavemente sobre la partícula esféricas y no existe turbulencia corriente abajo de la partícula) la fuerza de arrastre F está relacionada a la velocidad de asentamiento V_s de la esfera a través del fluido por:

$$F = 3\pi d_p \mu V_s \quad (5.3.6)$$

Igualando las ecuaciones (5.3.5) y (5.3.6) y resolviendo para la velocidad de resbalamiento de la partícula tenemos:

$$V_s = \left(\frac{1}{18} \right) \left(\frac{d_p^2}{\mu} \right) (\rho_p - \rho_f) g \quad (5.3.7)$$

La cual se conoce como la ley de Stokes.

* La nomenclatura de las ecuaciones se encuentra en la página V-188

CAPACIDAD DE ACABERO DE LOS RECORTES DE FORMACIÓN

Considerando a unidades de campo, se tiene:

$$V_s = \frac{138(\rho_p - \rho_f)d_p^2}{\mu} \quad (5.3.8)$$

La ley de Stokes puede usarse para determinar la velocidad de deslizamiento de la partícula esféricas a través de líquidos Newtonianos, ya que las turbulencias no están presentes en la trayectoria de la partícula. El comienzo de la turbulencia puede ser corregido por el número de Reynolds de la partícula.

$$N_{Rep} = \frac{d_p V_s \rho_f}{\mu} \quad (5.3.9)$$

En unidades consistentes:

$$N_{Rep} = 928 \frac{d_p V_s \rho_f}{\mu} \quad (5.3.9a)$$

La ley de Stokes proporciona una precisión aceptable para números de Reynolds menores 0.1 ($N_{Rep} < 0.1$). Para números de Reynolds mayores a 0.1 ($N_{Rep} > 0.1$), debe de ser utilizado un coeficiente de arrastre (C_D) determinado empíricamente, el coeficiente de arrastre en este caso esta definido por:

$$C_D = \frac{F}{AE_k} \quad (5.3.10)$$

La fuerza F esta definida por la ecuación (5.3.5) y la energía cinética por unidad de volumen esta dada por:

$$E_k = \frac{1}{2} \rho_f V_i^2 \quad (5.3.11)$$

Si se escoge como área característica a $\pi d_p^2/4$ entonces la ecuación (5.3.10) se reduce a:

$$C_D = \frac{4}{3} \left(\frac{d_p}{V_i} \right) \left(\frac{\rho_p - \rho_f}{\rho_f} \right) \quad (5.3.12)$$

La nomenclatura de las ecuaciones se encuentra en la página V-188

Resolviendo esta ecuación para la velocidad de asentamiento de la partícula dada:

$$V_s = \frac{3}{4} g \left(\frac{d_p}{C_D} \right) \left(\frac{\rho_p - \rho_f}{\rho_f} \right) \quad (5.3.13)$$

Esta ecuación puede ser aplicada a números de Reynolds menores que 0.1, y el coeficiente de arrastre esta dado por:

$$C_D = \frac{24}{NRe_p} \quad (5.3.14)$$

V.3.2 Análisis de fluido No-Newtoniano.

Las partículas no se asentarán a través de un fluido estático no-newtoniano a menos que la fuerza neta sobre la partícula debido a la gravedad y flotación sea la suficiente como para superar el esfuerzo del gel. Para una esfera, la superficie del área es de πd_p^2 , y la fuerza requerida para romper el gel es igual a $\pi d_p^2 \sigma_g$. Igualando esta fuerza a la fuerza neta dada por la ecuación (5.3.5) queda:

$$\pi d_p^2 \sigma_g = (\rho_p - \rho_f) g \left(\frac{1}{6} \pi d_p^3 \right) \quad (5.3.15)$$

De esta manera, el esfuerzo del gel σ_g necesario para suspender una partícula de diámetro d_p esta dado por

$$\sigma_g = \left(\frac{d_p}{6} \right) (\rho_p - \rho_f) g \quad (5.3.16)$$

Despejando el diámetro de la partícula:

$$d_p = \left(\frac{6 \sigma_g}{(\rho_p - \rho_f) g} \right)^{1/2} \quad (5.3.17)$$

en unidades de campo:

$$d_p = \left(\frac{\sigma_s}{10.4(\rho_p - \rho_f)} \right) \quad (5.3.18)$$

La ecuación (5.3.18) del diámetro de la partícula representará el asentamiento a través de un fluido teniendo un esfuerzo del σ_s .

Teniendo partículas con un diámetro mayor que el proporcionado por la ecuación (5.3.18) se asentaran tan lentamente que el patrón de flujo alrededor de la esfera corresponde al flujo en movimiento. Una solución analítica para flujo en movimiento no ha sido desarrollada para fluidos no-newtonianos.

Varios investigadores han propuesto correlaciones empíricas para estimar la velocidad de asentamiento de la partícula. Si bien no debe esperarse que estas correlaciones proporcionen resultados precisos para un comportamiento de fluidos complejo, estas proporcionan una valiosa ayuda en la selección de las propiedades del fluido de perforación y las condiciones de operación de la bomba.

Las correlaciones que han logrado mayor aceptación son:

- ⊖ Correlación de Preston L. Moore.
- ⊖ Correlación de Sze-Foo Chien.
- ⊖ Correlación de Walker y Mayers.
- ⊖ Correlación de H.Udo. Zeldler.
- ⊖ Correlación de Metzner y Read.

V.3.3 Correlación de Preston L. Moore.

Moore ha propuesto un procedimiento para la aplicación de la ecuación de la velocidad de asentamiento para fluidos estáticos, a la condición de flujo promedio experimentado durante operaciones de perforación. El método está basado en el cálculo de una viscosidad newtoniana aparente. Este método se obtiene igualando las expresiones de pérdida de presión por fricción en el espacio anular para los modelos de ley de potencias y de fluidos newtonianos. Resolviendo para la viscosidad newtoniana aparente su expresión queda:

* La nomenclatura de las ecuaciones se encuentra en la página V-162

$$\mu_s = \frac{6k}{144} \left(\frac{D_{int} - D_{ext}}{V_s} \right)^{1.2} \left(\frac{2 + \frac{1}{n}}{0.0208} \right)^n \quad (5.3.10)$$

Moore utiliza en el cálculo del índice de consistencia de flujo k la siguiente expresión:

$$k = \frac{5100_{cp}}{511^2} \quad (5.3.10a)$$

La cual está dada en [dias - seg²/100cm³] o centipoises equivalentes [cp - eq].

La ecuación (5.3.10) que representa la viscosidad aparente, es usada en el lugar de la viscosidad newtoniana en el cálculo del número de Reynolds de la partícula definido por la ecuación (5.3.9a).

Para valores del número de Reynolds de la partícula mayores de 2,000 el coeficiente de arrastre es esencialmente constante con un valor aproximadamente de 1.5. En estas condiciones el patrón de flujo se supone es totalmente turbulento. La substitución del valor de $C_D = 1.5$ en la ecuación (5.3.12) proporciona la siguiente ecuación que evalúa la velocidad de asentamiento de la partícula.

Para $NR_{ep} > 2,000$ y con C_D substituido en la ecuación (5.3.12) se obtienen:

$$V_s = 1.54d_p \left(\frac{\rho_p - \rho_f}{\rho_f} \right)^{0.5} \quad (5.3.20)$$

Para $NR_{ep} < 0.1$; el patrón de flujo se considera laminar y la correlación del C_D se puede obtener aproximadamente así:

$$C_D = \frac{40}{NR_{ep}} \quad (5.3.21)$$

por lo tanto para $NR_{ep} < 1.0$ con la ecuación (5.3.21), substituido en la ecuación (5.3.12) se obtiene:

La nomenclatura de las ecuaciones se encuentra en la página V-163

$$V_s = 82.87 \frac{d_p^2}{\mu_s} (\rho_p - \rho_f) \quad (5.3.22)$$

Para condiciones de flujo en la zona de transición entre los regímenes turbulentos y laminar, el dato experimental del C_D se expresa como:

$$C_D = \frac{22}{N_{Rep}^{0.5}} \quad (5.3.23)$$

Por lo tanto para N_{Rep} en el siguiente rango:

$0.1 < N_{Rep} < 2,000$ y con la ecuación (5.3.23) sustituida en la ecuación (5.3.12) se obtiene:

$$V_s = \frac{2.9 d_p (\rho_p - \rho_f)^{0.667}}{\rho_f^{0.333} \mu_s^{0.333}} \quad (5.3.24)$$

V.3.4 Correlación de Metzner y Read

La correlación de Metzner y Read involucra las constantes reológicas del modelo de ley de potencias n y k en el número de Reynolds de la partícula.

$$N_{Rep} = \frac{d_p V_s^{1-n} \rho_f}{g k 3^{n-1}} \quad (5.3.25)$$

Entonces

si $N_{Rep} > 100$ implica que:

$$C_D = \frac{1.75}{N_{Rep}^{0.1}} \quad (5.3.26)$$

si $N_{Rep} < 100$ implica que:

$$C_D = \frac{18.5}{N_{Rep}^{0.4}} \quad (5.3.27)$$

si $N_{Rep} \leq 1$ implica que:

$$C_D = \frac{24}{N_{Rep}} \quad (5.3.28)$$

para la velocidad de asentamiento:

$$V_s = \sqrt{\frac{4g d_p (\rho_s - \rho_f)}{C_D \rho_f}} \quad (5.3.29)$$

V.3.5 Correlación de Sze-Foo Chien.

La correlación de Chien es similar a la de Moore; Pues también Chien involucra el cálculo de una viscosidad newtoniana aparente. Chien utiliza la viscosidad aparente (μ_a) en la determinación del número de Reynolds de la partícula. Este modelo hace uso de la viscosidad plástica (μ_p), y dentro de los parámetros requeridos también es el único en emplear una clasificación química de los fluidos utilizados tipo polimérico o tipo bentonítico. Esta clasificación es importante para calcular la viscosidad aparente.

Para fluidos de perforación del tipo poliméricos Chien recomendó el cálculo de la viscosidad aparente utilizada:

$$\mu_a = \mu_p + 5 \frac{\tau_y d_p}{V_s} \quad (5.3.30)$$

Por otro lado para suspensiones de bentonita en agua se recomienda el uso de la viscosidad plástica en lugar de la viscosidad aparente.

$$\mu_a = \mu_p \quad (5.3.31)$$

Para el número de Reynolds arriba de 100. Chien recomienda el uso del coeficiente de arrastre igual a 1.72, esto es:

si $NR_{ep} > 100$ entonces $C_D = 1.72$, este valor sustituido en la ecuación (5.3.12) nos dará la V_s expresada como:

$$V_s = 1.44 \sqrt{d_p \left(\frac{\rho_s - \rho_f}{\rho_f} \right)} \quad (5.3.32)$$

Esta ecuación no incluye el término:

$$T_e = \frac{\mu_p}{\rho_f d_p} \quad (5.3.33)$$

La nomenclatura de las ecuaciones se encuentra en la página V-188

Lo que implica la eliminación de los efectos causados por la viscosidad del fluido. Por lo tanto proporciona una estimación más conservadora de la velocidad de asentamiento que la obtenida en la ecuación (5.3.12), de esta manera se convierte en una correlación más aceptable para las aplicaciones prácticas en el campo.

Para números de Reynolds menores a 100, se presenta la siguiente correlación:

si $N_{Rep} < 100$ entonces:

$$V_s = 0.0075 \left(\frac{\mu_p}{\rho_f - d_p} \right) \left[\left[\frac{368000 d_p (\rho_p - \rho_f)}{\left(\frac{\mu_p}{\rho_f - d_p} \right)^2} + 1 \right]^{1/2} - 1 \right] \quad (5.3.34)$$

En la ecuación anterior se relaciona a la velocidad de asentamiento de la partícula como una función del diámetro de la misma, el cual debe ser directamente similar al de una esfera de igual volumen, peso específico de la partícula, la densidad del fluido de perforación, y la viscosidad aparente del fluido.

El número de Reynolds de la partícula empleado es el mismo de la correlación de P.L. Moore en la ecuación (5.3.9a).

V.3.6 Correlación de Walker y Mayes.

La correlación propuesta por estos autores utiliza un coeficiente de arrastre C_D definido por un disco circular en caída plana (cara plana horizontal) esto es asumiendo que la partícula tiene forma de disco en lugar de una esfera. Para esta configuración de partícula, el C_D se expresa como:

$$C_D = \frac{2gh}{V_s^2} \left(\frac{\rho_p - \rho_f}{\rho_f} \right) \quad (5.3.35)$$

Donde h es el espesor del disco. Para números de Reynolds de la partículas mayores a 100, el patrón de flujo se considera turbulento y se supone un C_D constante a un valor de 1.12. Sustituyendo este valor en la ecuación (5.3.35) y convirtiendo en unidades de campo se tiene que:

si $NR_{ep} > 100$ con $C_p = 1.12$, entonces:

$$V_s = 2.19 \sqrt{h \left(\frac{\rho_s - \rho_f}{\rho_f} \right)} \quad (5.3.36)$$

Para el cálculo del número de Reynolds de la partícula, Walker y Mayes desarrollaron una relación empírica para el esfuerzo de deformación debido al resbalamiento de la partícula. La relación del esfuerzo de deformación está dado en unidades de campo por:

$$\tau_s = 7.9 \sqrt{h(\rho_s - \rho_f)} \quad (5.3.37)$$

La viscosidad aparente usada en la determinación del número de Reynolds entonces se obtiene :

$$\mu_s = 479 \frac{\tau_s}{\gamma} \quad (5.3.38)$$

De esta forma la viscosidad aparente se encuentra en función de dos importantes propiedades del fluido de perforación que son: el esfuerzo de corte (τ_s) y la velocidad de corte (γ), la cual se puede obtener en función del esfuerzo de corte, el índice de consistencia (k), y el índice de comportamiento de flujo (n); representados en la siguiente expresión:

$$\gamma = \left(\frac{\tau_s \gamma}{k} \right)^{1/n} \quad (5.3.38a)$$

Si el número de Reynolds es menor a 100, la velocidad de resbalamiento se calcula con la siguiente expresión:
si $NR_{ep} < 100$ entonces:

$$V_s = 0.0293 \tau_s \sqrt{\frac{d_p \gamma}{\rho_f}} \quad (5.3.39)$$

Donde d_p es el diámetro de la partícula, para este análisis corresponde al del disco. Debe señalarse que esta viscosidad aparente se basa en la velocidad de deformación relativa de la partícula y no toma en cuenta la deformación del fluido debido a la velocidad del líquido en el

La nomenclatura de las ecuaciones se encuentra en la página V-168

espacio anular. De esta forma, la velocidad de asentamiento predicha por la correlación de Walker y Mayes es independiente de la velocidad anular del pozo.

V.3.7 Correlación de H. Udo Zeidler.

Zeidler consideró que el análisis del modelo de ley de potencias describe el comportamiento de los fluidos de perforación más exacto, en un rango amplio de la velocidad de corte de flujo.

Para fluidos no-newtonianos, Zeidler definió a la viscosidad aparente como: la viscosidad a la cual el fluido deberá tener la misma velocidad de asentamiento de la partícula al caer esta en un fluido No-Newtoniano de la misma densidad. La expresión de la viscosidad aparente es la siguiente:

$$\mu_a = k \left[f(n) \left[\frac{D_{DK}}{D_i} \right]^{E(n)} \left[\frac{V_s}{D_{DK}} \right] \right]^{(n-1)} \quad (5.3.40)$$

Donde $f(n)$ y $E(n)$ son funciones que dependerán del exponente de la ley de potencias.

así:

$$f(n) = \frac{1-n}{2} \quad (5.3.41)$$

y

$$E(n) = (n+5) \left(1.1 - 0.98 \sqrt{1-n^2} \right) \quad (5.3.42)$$

La velocidad de corte equivalente, se expresa como:

$$\gamma_{EQ} = \frac{F_y V_s}{D_{DK}} \quad (5.3.43)$$

Donde F_y es el coeficiente de la velocidad de corte equivalente, y su expresión es:

* La nomenclatura de las ecuaciones se encuentra en la página V-168

$$F_r = f(n) \left[\frac{D_{ps}}{D_i} \right]^{n(n)} \quad (5.3.44)$$

Por otro lado el número de Reynolds empleado es:

$$N_{Rep} = \frac{\rho D_{ps}^n V_s^{1-n}}{g c k F_r^{n-1}} \quad (5.3.45)$$

Zeidler utilizó para el cálculo de las velocidades de asentamiento la caracterización geométrica de los recortes.

Él clasifico los recortes de acuerdo a sus tres dimensiones más significativas, las cuales represento como D_1 , D_2 , D_3 y apoyado en esta clasificación geométrica desarrollo el coeficiente del volumen:

$$\alpha_v = \frac{V}{\left(\frac{\pi}{4} D_1 D_2 D_3 \right)} \quad (5.3.46)$$

y el área proyectada:

$$\alpha_A = \frac{A}{\left(\frac{\pi}{4} D_1 D_2 \right)} \quad (5.3.47)$$

Donde V es el volumen de recortes con masa y densidad conocidas y A que esta en función de D_1 y D_2 , es el área proyectada por la cara plana de la partícula.

Finalmente para la V_s se tiene:

$$V_s = \frac{4 g c (\rho_p - \rho_f) D_i}{3 \rho_f C_D} \left(\frac{\alpha_v}{\alpha_A f(\phi_i)} \right) \quad (5.3.48)$$

Donde D_i es el diámetro inclinado a un ángulo ϕ_i de la vertical y $f(\phi_i)$ es el factor de corrección para el área proyectada en función del ángulo de inclinación del plano de caída.

$$F_r = f(n) \left[\frac{D_{pz}}{D_i} \right]^{n(n)} \quad (5.3.44)$$

Por otro lado el número de Reynolds empleado es:

$$N_{Rep} = \frac{\rho D_{pz}^n V_s^{n-1}}{gckF_r^{n-1}} \quad (5.3.45)$$

Zeidler utilizó para el cálculo de las velocidades de asentamiento la caracterización geométrica de los recortes.

Él clasifico los recortes de acuerdo a sus tres dimensiones más significativas, las cuales represento como D_i , D_j , D_k y apoyado en esta clasificación geométrica desarrollo el coeficiente del volumen:

$$\alpha_v = \frac{V}{\left(\frac{\pi}{4} D_j D_k D_i \right)} \quad (5.3.46)$$

y el área proyectada:

$$\alpha_A = \frac{A}{\left(\frac{\pi}{4} D_j D_k \right)} \quad (5.3.47)$$

Donde V es el volumen de recortes con masa y densidad conocidas y A que esta en función de D_j y D_k es el área proyectada por la cara plana de la partícula.

Finalmente para la V_s se tiene:

$$V_s = \frac{4gc(\rho_r - \rho_f) D_i}{3\rho_r C_D} \left(\frac{\alpha_v}{\alpha_A f(\phi_i)} \right) \quad (5.3.48)$$

Donde D_i es el diámetro inclinado a un ángulo ϕ_i de la vertical y $f(\phi_i)$ es el factor de corrección para el área proyectada an función del ángulo de inclinación del plano de caída.

CAPACIDAD DE ACERDO DE LOS RECORRES DE FORMACIÓN

Suponiendo que la partícula cae con su cara plana en posición horizontal ($\phi_1 = 0^\circ$) como la función del factor de corrección para el área proyectada es $f(\phi_1) = \text{Cos}\phi_1$, entonces toma el valor de $f(\phi_1) = \text{Cos}0^\circ = 1$

Por lo tanto para el desarrollo de la correlación, Zeidler obtuvo las siguientes ecuaciones del C_D en función del NRep, si $\text{NRep} \leq 1.0$, entonces:

$$C_D = \frac{28.2}{\text{NRep}} \quad (5.3.49)$$

si el NRep esta en el rango de $1 < \text{NRep} \leq 10$ entonces:

$$C_D = \frac{24}{\text{NRep}} (1 + 0.76 \text{NRep}^{0.44}) \quad (5.3.50)$$

si el NRep esta en el rango de $10 < \text{NRep} \leq 600$ entonces:

$$C_D = \frac{31.5}{\text{NRep}} (1 + 0.03096 \text{NRep}^{1.00}) \quad (5.3.51)$$

finalmente si $\text{NRep} > 600$ entonces:

$$C_D = 1.357$$

si para fines prácticos se considera que:

$$\alpha_v = 0.78$$

$$\alpha_\lambda = 0.022$$

y

$$f(\phi_1) = 1$$

La ecuación (5.3.48) queda definida en unidades de campo como:

$$V_B = 104.34 \sqrt{\frac{(\rho_p - \rho_f) D_i}{\rho_f C_D}} \quad (5.3.52)$$

Con todo lo propuesto por Zeidler la solución al método es un proceso iterativo, donde se maneja un valor supuesto de velocidad de asentamiento.

V.4 RELACIÓN DE TRANSPORTE.

De la ecuación (5.1.2) la velocidad de asentamiento o velocidad terminal de la partícula se define como:

$$V_s = V_a - V_t \quad (5.4.1)$$

Y que es la diferencia entre la velocidad del fluido o velocidad anular y la velocidad promedio de acarreo o velocidad de transporte.

La relación de transporte se define como la velocidad de transporte dividida por la velocidad anular media, y retomando la ecuación (5.1.2), la expresión queda:

$$R_T = \frac{V_t}{V_a} = \frac{V_a - V_s}{V_a} \quad (5.4.2)$$

ó

$$R_T = 1 - \frac{V_s}{V_a} \quad (5.4.3)$$

Para relaciones de transporte de recortes positivas, los recortes serán transportados a la superficie. Para una velocidad de resbalmiento de cero, la velocidad de transporte de los recortes es igual a la velocidad anular media y la relación de transporte es la unidad. Cuando la velocidad de asentamiento se incrementa, la relación de transporte decrece y la concentración de recortes en el espacio anular en ruta a la superficie se incrementa. La relación de transporte es por lo tanto una medida excelente de la capacidad de acarreo de un fluido de perforación en particular.

La influencia de la relación de transporte con la densidad de los sólidos, diámetro de los sólidos, viscosidad del fluido y punto de cedencia; se muestran en la figura 5.9. En la gráfica 3 de esta figura se observa que un incremento en la densidad de los sólidos de 2.6 a 4.1 g/cm³ muestra una notable reducción en la relación de transporte para valores de velocidad anular de 50 a 125 pie/min. Para velocidades anulares mayores a 125 pie/min, el efecto de la densidad de los sólidos en la relación de transporte es menor que el observado por el rango de velocidad anular de 50 a 125 pie/min.

La nomenclatura de las ecuaciones se encuentra en la página V-188

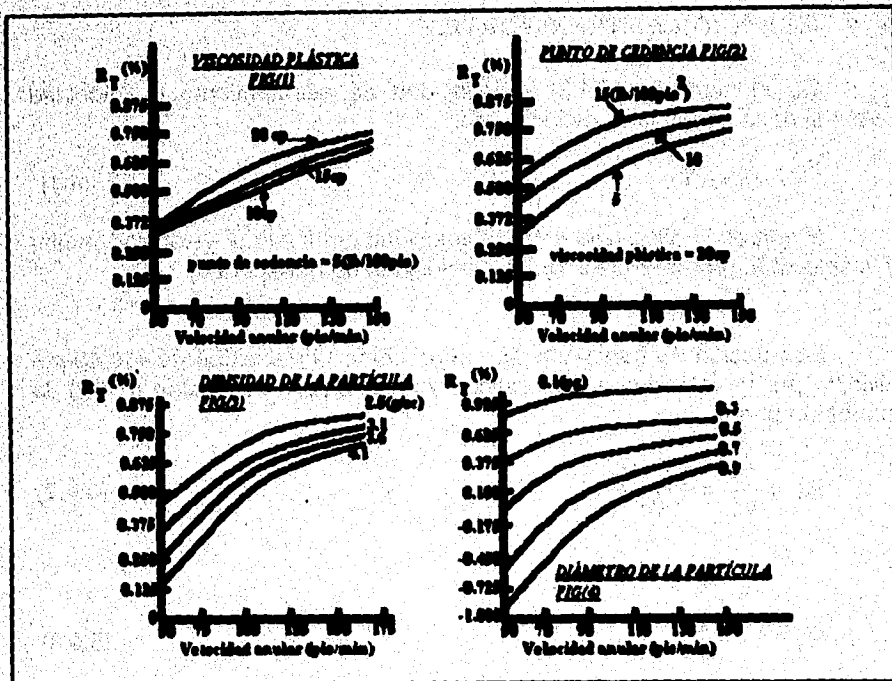


figura 5.9 la relación de transporte influenciada por: viscosidad del fluido (1), punto de cedencia (2), la densidad de los sólidos (3), y diámetro de los sólidos (4).

La relación de transporte puede incrementarse aumentando la velocidad angular del fluido o ajustando las propiedades del fluido con baja viscosidad.

V.5 PROCEDIMIENTO DE CÁLCULO Y DIAGRAMAS DE FLUJO.

V.5.1 Procedimiento de Cálculo para la Correlación de P.L Moore

Se realizará de dos formas: suponiendo un rango de N_{Rep} y suponiendo un valor de velocidad de asentamiento V_{es}

Suponiendo un rango de N_{Rep}

1. Se determina n y k basado en las lecturas de 300 y 600 con las ecuaciones (2.4.6) y (5.3.19a) respectivamente.

2. Determinar la μ_s con la ecuación (5.3.10)
3. Suponer un rango de N_{Rep} según el patrón de flujo, y calcular la V_s con la ecuación correspondiente al rango elegido.
4. Con el valor de V_s determinar N_{Rep} con la ecuación (5.3.9a)
5. Verificar que el valor de N_{Rep} este dentro del rango elegido. Si no es así regresar al punto 3 y elegir otro rango para N_{Rep} y repetir todo el procedimiento.
6. Si el valor de N_{Rep} calculado en el punto 4 si cae dentro del rango elegido, se justifica la utilización de la ecuación para V_s y se procede a determinar la R_T y se concluye el cálculo.

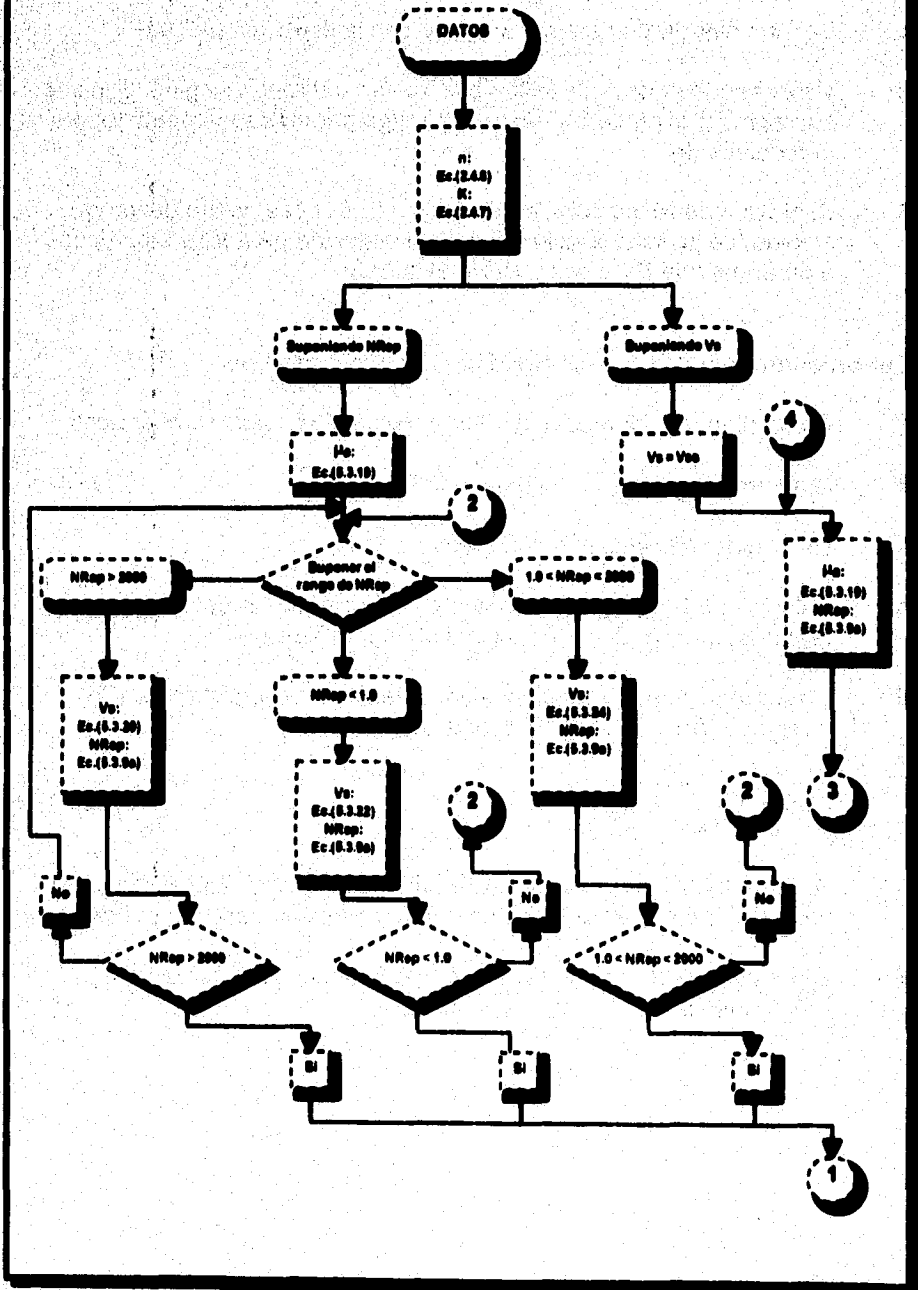
Suponiendo un valor de velocidad de asentamiento V_{ss}

1. Como primer valor supuesto de V_{ss} se iguala al valor de V_a dado.
2. Determinar μ_s con la ecuación (5.3.10)
3. Determinar N_{Rep} con la ecuación (5.3.9a)
4. Seleccionar la ecuación para la determinación de la V_a según el rango en que caiga el N_{Rep} y determinar la V_{sc}
6. Compruebe la aproximación entre la velocidad supuesta V_{ss} y la calculada V_{sc} , mediante la siguiente ecuación:

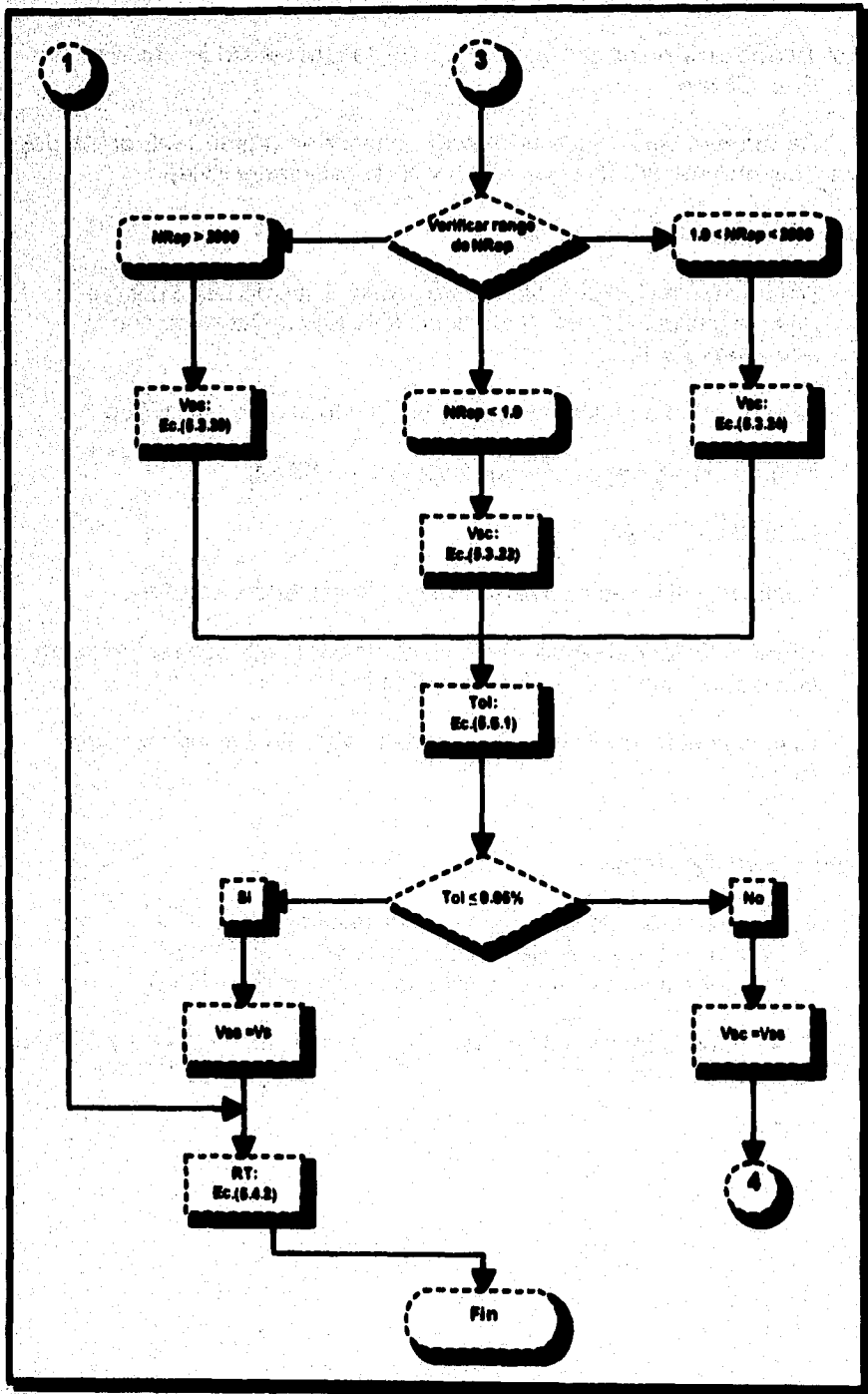
$$Tol = \left| \frac{V_{ss} - V_{sc}}{V_{ss}} \right| 100 \quad (5.5.1)$$

6. Si $Tol \leq 0.05\%$ se concluye el calculo, de lo contrario se sustituye el valor de V_{sc} por el de V_{ss} y se repite el proceso desde el punto 3.
7. Determinar la R_T con la ecuación (5.4.2) finalizando así el procedimiento.

**DIAGRAMA DE FLUJO PARA
LA CORRELACIÓN DE P.L. MOORE**



LA HIDRÁULICA EN LA PREPARACIÓN DE POCOS PROTECTOROS



V.5.2 Procedimiento de Cálculo para la Correlación de Sze-Foo Chien.

De manera similar que el método anterior se puede realizar de dos formas: suponiendo un rango de NRep y sin considerar el NRep.

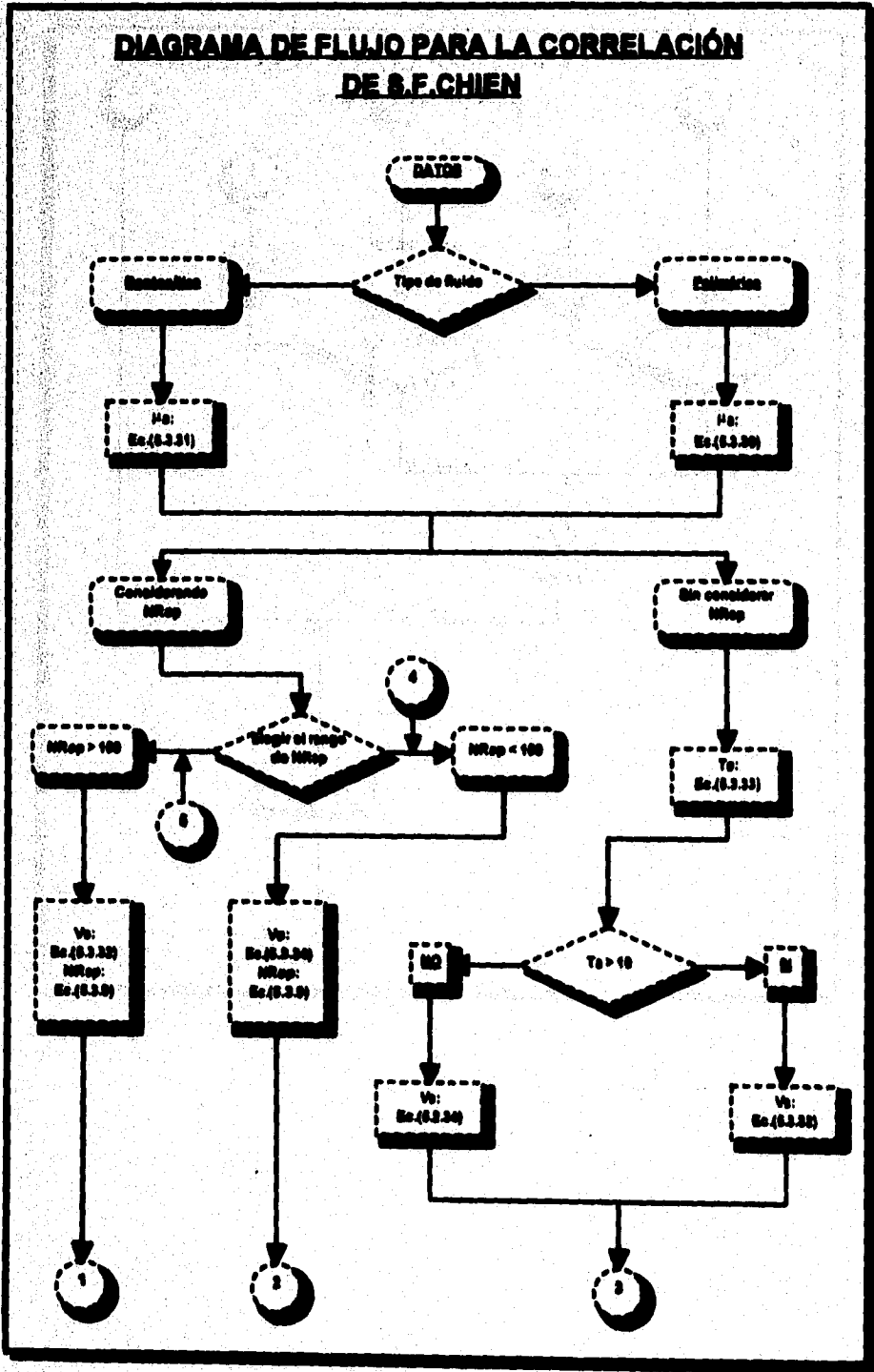
Suponiendo un rango de NRep

- 1. Determinar la viscosidad aparente según el tipo de fluido que se maneje: polimérico con la ecuación (5.3.30) o bentonítico con la ecuación (5.3.31).**
- 2. Suponiendo un patrón de flujo y por lo tanto el rango del NRep.**
- 3. Determinar V_s según el rango supuesto de NRep.**
- 4. Determinar NRep.**
- 5. Verificar si el NRep calculado cae dentro del rango elegido.**
- 6. Si esta dentro del rango elegido, determinar la relación de transporte con la ecuación (5.4.2) y finalizar el cálculo.**
- 7. Si no cae el NRep en el rango, regresar al punto 2 y suponer otro rango.**

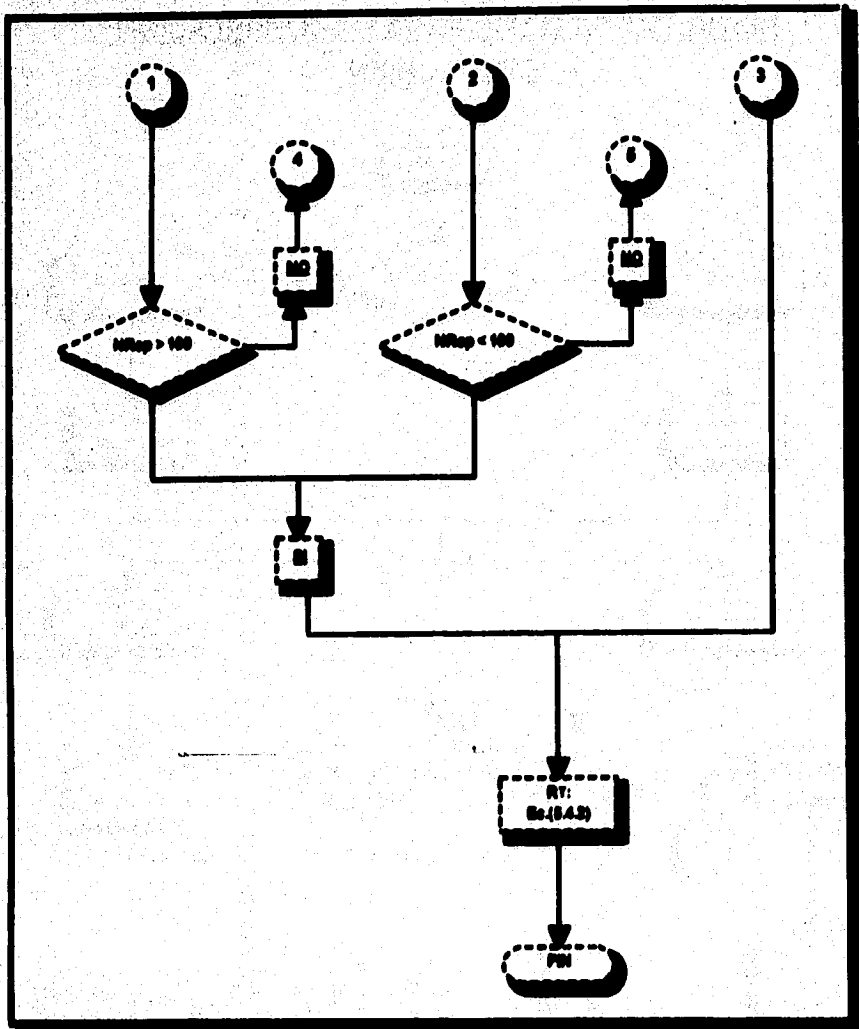
No considerando NRep

- 1. Determinar la V_s dependiendo de la ecuación (5.3.33):
si $Te > 10$ entonces V_s se calcula con la ecuación (5.3.34):
si $Te \leq 10$ entonces V_s se calcula con la ecuación (5.3.32)**
- 2. Determinar la relación de transporte con la ecuación (5.4.2) y finalizar el procedimiento.**

DIAGRAMA DE FLUJO PARA LA CORRELACIÓN DE S.F. CHIEN



CAPACIDAD DE ACABO DE LOS REGISTROS DE FORMACIÓN



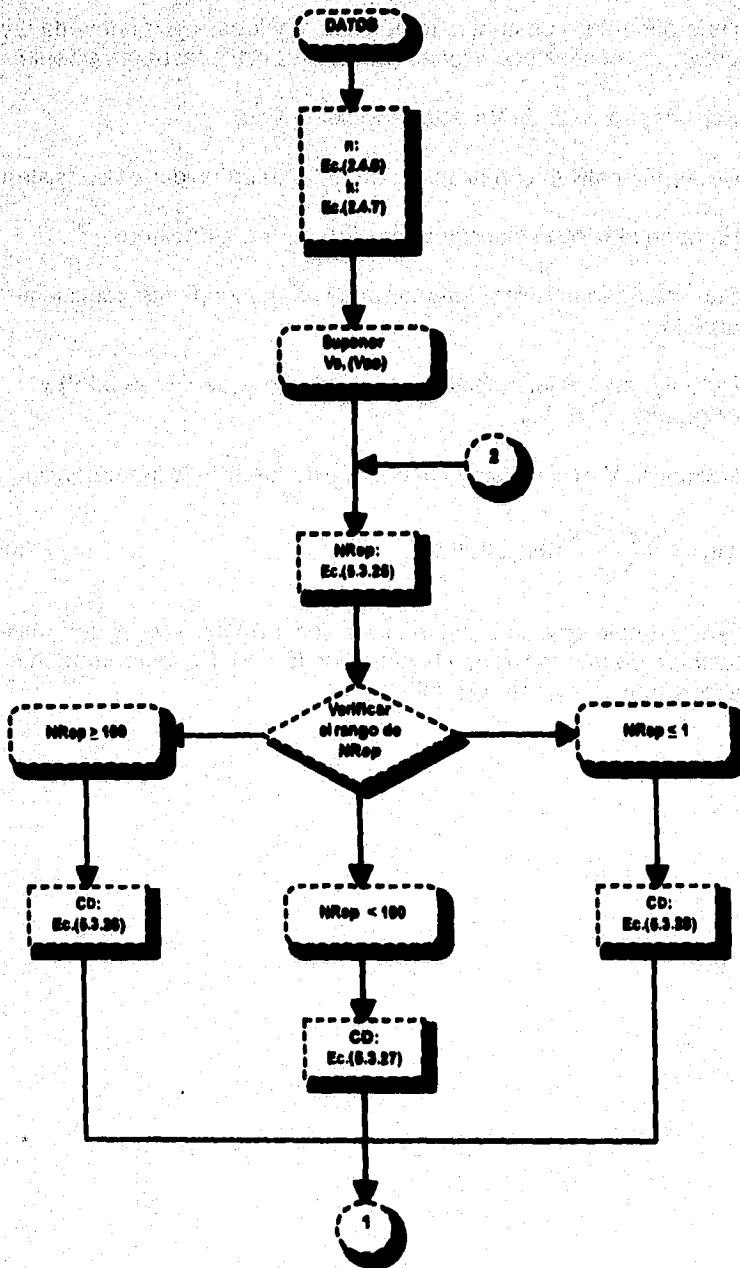
V.5.3 Procedimiento de Cálculo para la Correlación de Metzner y Read.

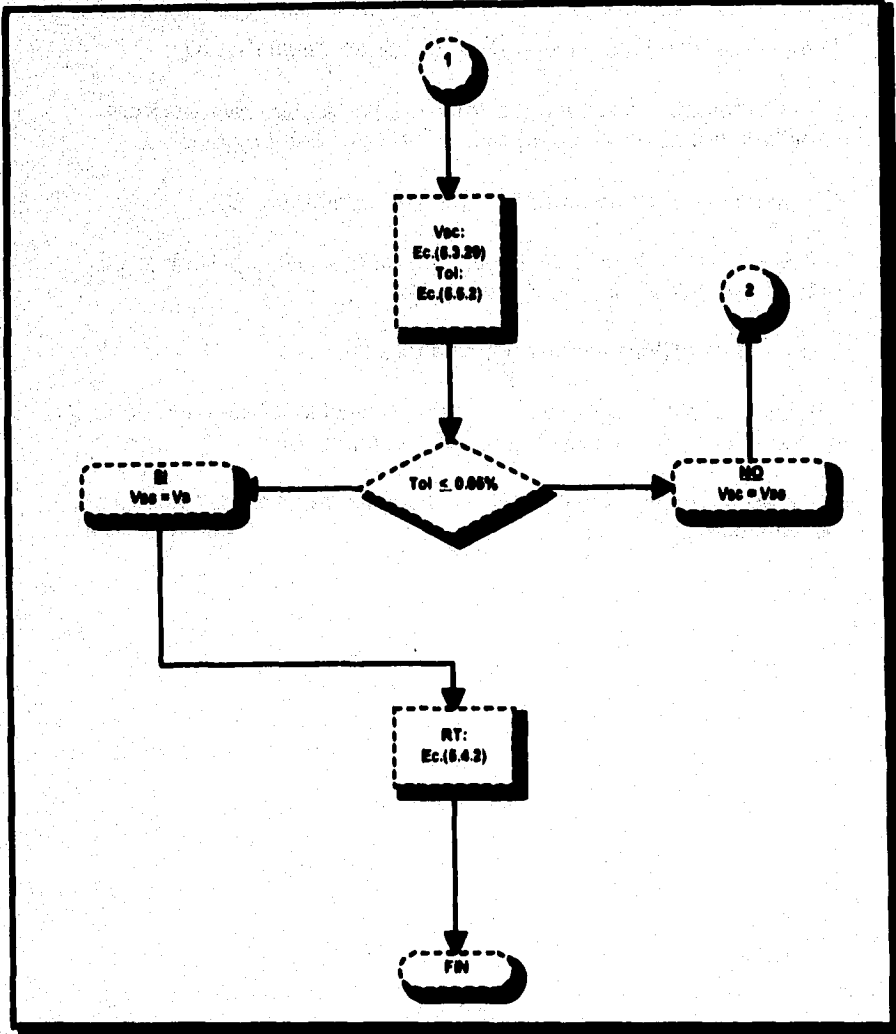
1. Determinar las constantes reológicas n y k para el modelo de ley de potencias con las ecuaciones (2.4.9) y (2.4.10) respectivamente.
2. Suponer un valor de V_e asignado como V_{es} .
3. Determinar NR_{ep} con la ecuación (5.3.25) en unidades consistentes.
4. En base al NR_{ep} seleccionar el rango correspondiente.
5. Seleccionado el rango determinar su correspondiente coeficiente de arrastre.
6. Determinar el valor calculado de V_e con la ecuación (5.3.29) y asignarlo como V_{ec} .
7. Comparar V_{es} con V_{ec} y checar si esta dentro de la tolerancia.

$$Tol = \left| \frac{V_{es} - V_{ec}}{V_{es}} \right| 100 \leq 0.05\% \quad (5.5.2)$$

8. Si se cumple esta desigualdad establecer a $V_{ec} = V_e$ y determinar la relación de transporte con la ecuación (5.4.2). De lo contrario hacer $V_{es} = V_{ec}$ y regresar al punto 3.

DIAGRAMA DE FLUJO PARA LA CORRELACIÓN DE METZNER AND READ

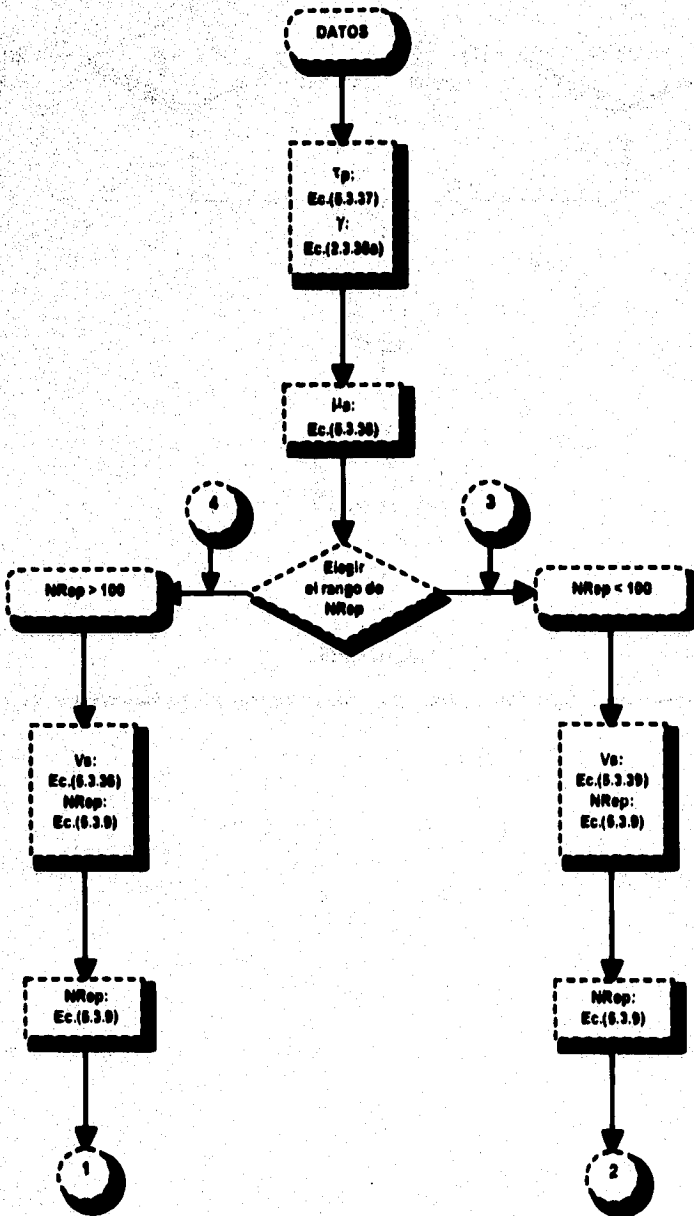




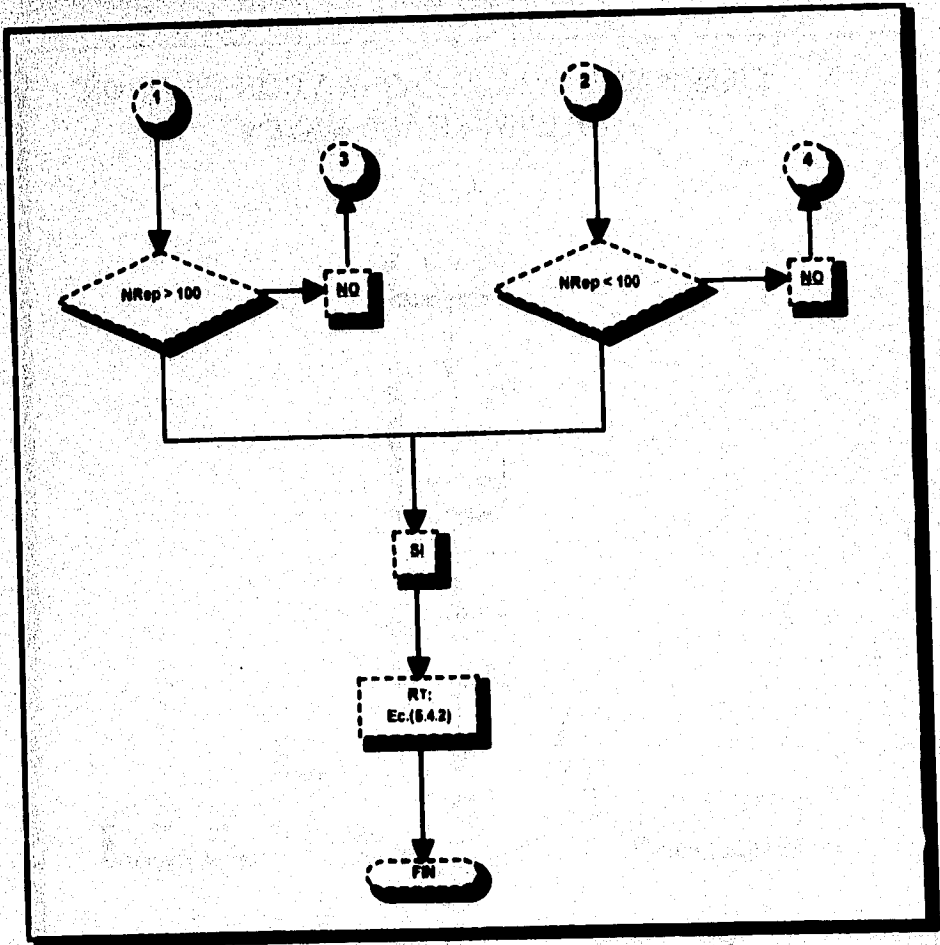
V.5.4 Procedimiento de Cálculo para la Correlación de Walker y Mayes.

- 1. Determinar el esfuerzo de corte τ_c con la ecuación (5.3.37)**
- 2. Con los datos del viscosímetro rotacional estándar (velocidad del rotor) y la ecuación (5.3.38a) obtener la velocidad de corte $\dot{\gamma}$.**
- 3. Calcular la viscosidad aparente con la ecuación (5.3.38)**
- 4. Elegir un patrón de flujo del NR_{ep} y en base a este determinar el valor de velocidad de resbalamiento V_s**
- 5. Determinar el NR_{ep} con la ecuación (5.3.9a)**
- 6. Checar si al NR_{ep} corresponda al rango elegido, si es así la ecuación de V_s es la correcta. De lo contrario ir al punto 4**
- 7. Si NR_{ep} está en el rango elegido, calcular la relación de transporte con la ecuación (5.4.2).**

DIAGRAMA DE FLUJO PARA LA CORRELACIÓN DE WALKER AND MAYES



CAPACIDAD DE ACARREO DE LOS RECORTES DE FORMACIÓN



V.5.6 Procedimiento para la Correlación de H.Udo Zeldler.

1. determinar el coeficiente de la velocidad de corte F , con la ecuación (5.3.44), obteniendo con anterioridad las ecuaciones de las funciones $f(n)$ ecuación (5.3.41) y $E(n)$ ecuación (5.3.42).
2. Suponer una velocidad de asentamiento inicial V_{s1} y asignarla como V_{s2} , se recomienda que sea igual a la V_{s1} .
3. Determinar NR_{rep} con la ecuación (5.3.45)
4. Determinar el coeficiente de arrastre según el rango del NR_{rep}
5. Se realiza el cálculo de la V_{sc} con la ecuación (5.3.51).
6. Comprobar la V_{sc} con la supuesta V_{s2} por medio de la siguiente ecuación.

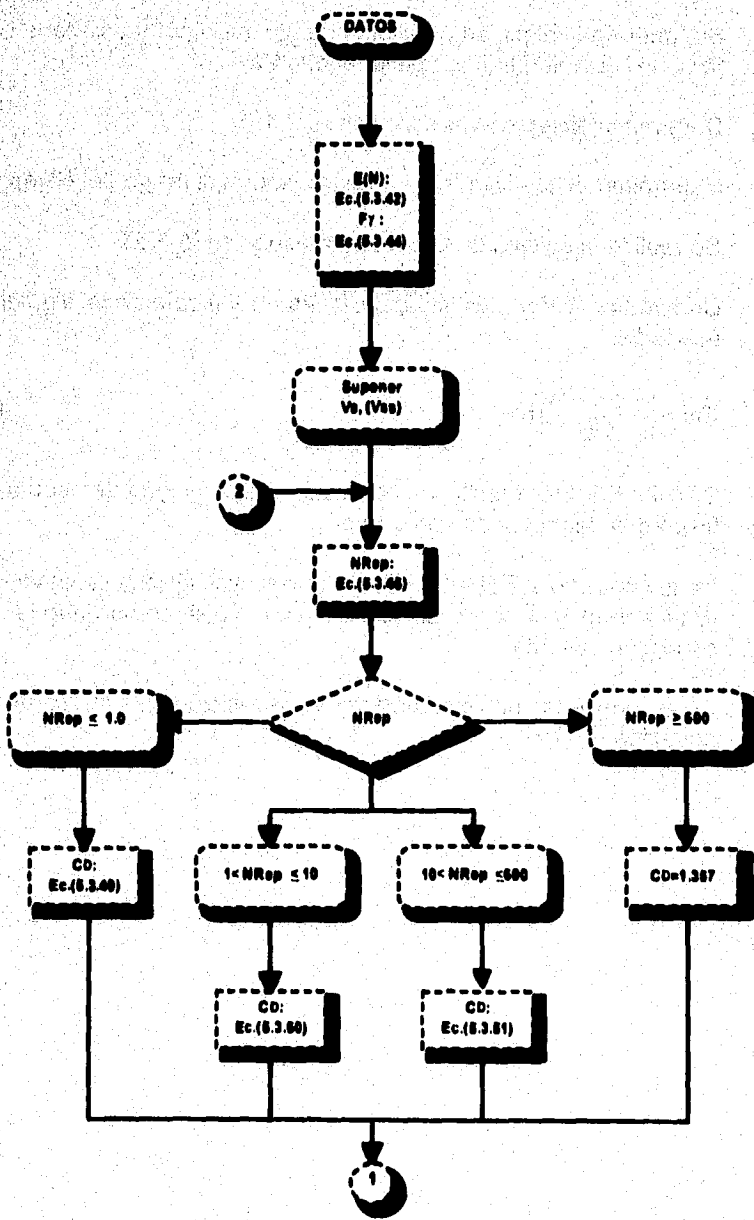
$$Tol = \left| \frac{V_{s2} - V_{sc}}{V_{s2}} \right| 100 \quad (5.5.3)$$

Si $Tol \leq 0.5\%$ se concluye la iteración y la velocidad de asentamiento final es la denominada como V_{sc} .

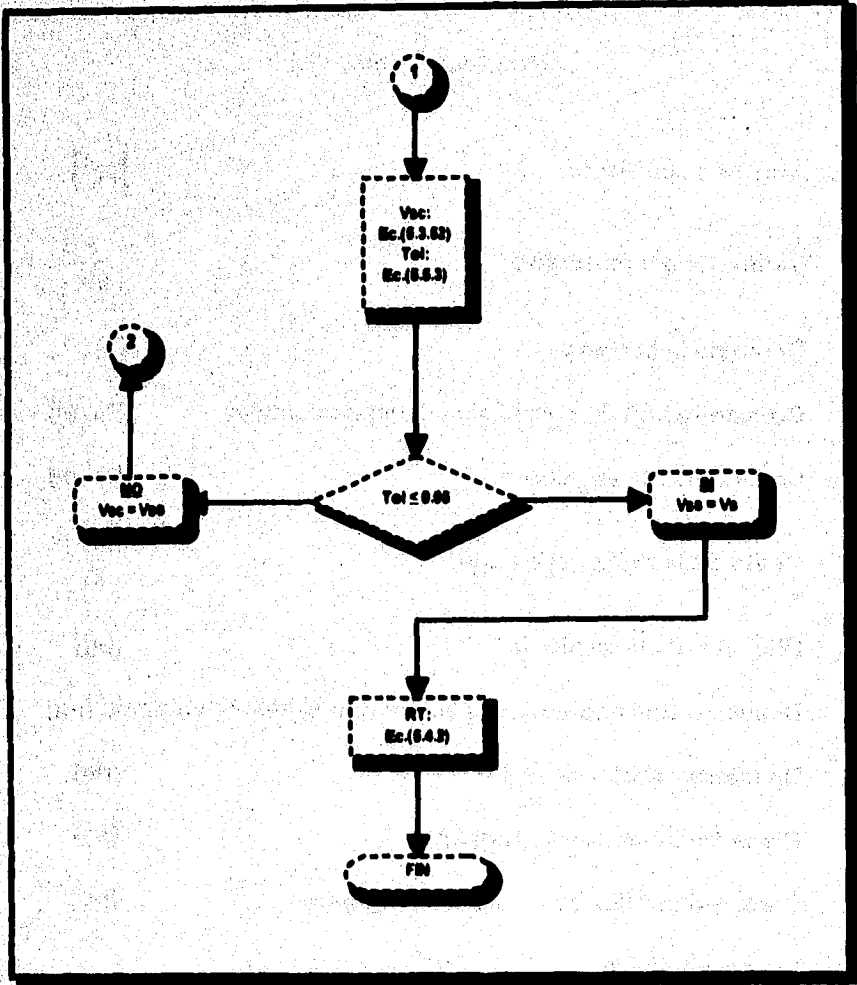
De lo contrario si $Tol > 0.5\%$ la V_{s2} se hace igual a la calculada ($V_{s2} = V_{sc}$) y se repite el cálculo hasta que se compruebe la condición descrita.

7. Si se cumple la condición determinar la relación de transporte con la ecuación (5.4.2).

DIAGRAMA DE FLUJO PARA LA CORRELACIÓN DE H.U. ZEIDLER



LA HIDRÁULICA EN LA PERFORACIÓN DE POZOS PETROLEROS



CAPACIDAD DE AGARRO DE LOS RECORTES DE FORMACIÓN**NOMENCLATURA**

A	Área de la partícula	[pg²]
C	Costo por pie perforado	$\left[\frac{\\$}{\text{pie}} \right]$
C_b	Costo de la barrena	[\$]
C_v	Concentración de recortes en el espacio anular	[%vol]
C_d	Coefficiente de arrastre	[adim]
C_r	Costo de la renta del equipo	$\left[\frac{\\$}{\text{hr}} \right]$
d_p	Diámetro de la partícula	[pg]
D_{eq}	Diámetro equivalente a una esfera con el mismo volumen	[pg]
D_{ext}	Diámetro exterior de la T.P.	[pg]
D_i	Diámetro menor de la partícula	[pg]
D_{int}	Diámetro Interior de la T.R. o del agujero	[pg]
E_k	Energía cinética	
F	Fuerza viscosa	
F_v	Coefficiente de la velocidad de corte	[adim]
g_c	Constante gravitacional	$\left[\frac{32.17 \text{ lbm} - \text{pie}}{\text{lbf} - \text{seg}^2} \right]$
h	Espesor de la partícula	[pg]

LA HIDRÁULICA EN LA PERFORACIÓN DE POZOS PETROLEROS

k	Índice de consistencia del flujo	$\left[\frac{\text{lb} - \text{seg}}{100\text{pie}^2} \right]$
n	Índice de comportamiento del flujo	[adim]
NRe	Número de Reynolds	[adim]
NRep	Número de Reynolds de la partícula	[adim]
Q	Gasto de la bomba	$\left[\frac{\text{gal}}{\text{min}} \right]$
R	Ritmo de penetración de la barrena	$\left[\frac{\text{pie}}{\text{hr}} \right]$
R_p	Ritmo de penetración promedio	$\left[\frac{\text{pie}}{\text{min}} \right]$
R_T	Relación de transporte	[adim]
T_C	Tiempo de conexión	[horas]
T_R	Tiempo de rotación	[horas]
T_T	Tiempo de viaje	[horas]
V_a	Velocidad en el espacio anular	$\left[\frac{\text{pie}}{\text{min}} \right]$
V_a	Velocidad en el espacio anular para Moore	$\left[\frac{\text{pie}}{\text{seg}} \right]$
V_f	Velocidad promedio de la fase líquida	$\left[\frac{\text{pie}}{\text{min}} \right]$
V_p	Volumen de la partícula	[gal]

CAPACIDAD DE ACARREO DE LOS ESCORTES DE FORMACIÓN

V_t	Velocidad promedio de acarreo ó velocidad de transporte de la partícula	$\left[\frac{\text{pie}}{\text{min}} \right]$
V_s	Velocidad de asentamiento de la partícula	$\left[\frac{\text{pie}}{\text{min}} \right]$ o $\left[\frac{\text{pie}}{\text{seg}} \right]$
V_{ss}	Velocidad de asentamiento de la partícula supuesta,	$\left[\frac{\text{pie}}{\text{seg}} \right]$
V_{sc}	Velocidad de asentamiento de la partícula calculada,	$\left[\frac{\text{pie}}{\text{seg}} \right]$
μ	Viscosidad del fluido	[cp]
μ_a	Viscosidad aparente	[cp]
μ_p	Viscosidad plástica	[cp]
ρ_f	Densidad del fluido	$\left[\frac{\text{lb}}{\text{gal}} \right]$
ρ_p	Densidad de la partícula	$\left[\frac{\text{lb}}{\text{gal}} \right]$
τ_f	Esfuerzo de corte del fluido	$\left[\frac{\text{lb}}{100\text{pie}^2} \right]$
τ_y	Esfuerzo de cedencia del fluido	$\left[\frac{\text{lb}}{100\text{pie}^2} \right]$
γ	Velocidad de corte del fluido	$\left[\text{seg}^{-1} \right]$
σ_e	Esfuerzo gel	

BIBLIOGRAFÍA

- ☐ **Adams, N.: "DRILLING ENGINEERING A COMPLETE WELL PLANNING APPROACH", Penwell Books, Tulsa, Ok.**
- ☐ **Bizanti, M. S. and Robinson, S. W. : "TRANSPORT RATIO CAN SHOW MUD - CARRYING CAPACITY", Oil and Gas Journal, Junio 27, 1988.**
- ☐ **Bourgoyne Jr, A.T.; Keith, K.M.; Martin, E.CH. and Young Jr, F.S.: "APPLIED DRILLING ENGINEERING", SPE Textbook Series, First edition 1986. Richardson Tx.**
- ☐ **Chien, Sze - Foo. : "ANNULAR VELOCITY OF ROTARY DRILLING OPERATIONS", Rock. Mech. Min., SCI., 1972, Vol.9.**
- ☐ **Hopkin. E. A. : "FACTORS AFFECTING CUTTINGS REMOVAL DURING ROTARY DRILLING," Trans. AIME., Vol. 240,**
- ☐ **León Loya, J.G.: "NOTAS Y APUNTES DEL CURSO DE TÉCNICAS DE PERFORACIÓN DE POZOS", Facultad de Ingeniería,-UNAM, 1991.**
- ☐ **"MANUAL DE HIDRÁULICA PARA INSPECTORES DE REPARACIÓN Y TERMINACIÓN DE POZOS" IMP-PEMEX.**
- ☐ **Moore, P.L.: "DRILLING PRACTICES MANUAL", Second edition; Penwell Tulsa Ok.**
- ☐ **Pigott, R.J.S. : "MUD FLOW IN DRILLING", Drilling and Production Practice, 1949. N° 13**
- ☐ **Sifferman, T.R.; Mayes, G.M.; Holden, E.L. and Hall. H.A. : "DRILLING CUTTING TRANSPORT AND FULL VERTICAL ANNULI", J.P.T. Nov. 1974.**
- ☐ **Walker, R.E. and Mayes, T.N.: "DESIGN OF MUDS FOR CARRYING CAPACITY", Trans. AIME, Vol. 259, 1975.**
- ☐ **Williams, C.E. and Bruce, G.H.: "CARRYING CAPACITY OF DRILLING MUDS" Trans. AIME, 1951, Vol. 192.**

- 11** Zeidler, H.U.: "AN EXPERIMENTAL ANALYSIS OF THE
TRANSPORT OF DRILLED PARTICLES", S.P.E.
Journal, 1972 Vol 12 N° 1.

CONCLUSIONES.

- **El éxito en la aplicación de los programas hidráulicos está basado en dos factores fundamentales, la barrena y el pozo limpios. Es decir, se deben evitar problemas por mal manejo de los recortes de formación, de ahí que la buena aplicación de estos programas hidráulicos arrojen resultados como incrementos en la velocidad de perforación, en general minimización de problemas en las operaciones de perforación, y por lo tanto, reducción de costos, que además se reflejarán en el buen aprovechamiento de la vida productiva de los yacimientos.**
- **La relación lineal que se tiene entre el esfuerzo de corte y la velocidad de corte, de la ley de Newton, es exclusivamente para flujos laminares de velocidades de corte bajas. El flujo turbulento para esta relación no ha sido descrito matemáticamente.**
- **El viscosímetro Fann simula el movimiento relativo de dos placas planas paralelas; además su mecanismo de rotación fundamenta la transición de un flujo laminar a uno turbulento.**
- **Se hace énfasis en la importancia que tiene relacionar los resultados reológicos de laboratorio con los cálculos de las constantes reológicas empleadas, así como conocer su aplicación dentro de los modelos y conocer su derivación.**

- Al momento de realizar la planeación del pozo se deben de calcular las condiciones de operación de la bomba y los diámetros de toberas apropiados, esto con la finalidad de proporcionar al personal de campo información suficiente. De forma similar, las pérdidas de presión parásitas se pueden determinar basadas en la información de las pérdidas de presión por fricción, determinadas en las secciones anteriores del pozo.
- Los valores de la constante "m", calculados de datos de campo, generalmente son menores que los obtenidos teóricamente. Por lo que generalmente es mejor determinar "m" por el método de campo en lugar de suponerlo.
- Dentro de los criterios para la optimización de la hidráulica, la interrogante queda establecida de ¿cual criterio utilizar?, ¿cual es el mejor?, quizás la principal razón de que alguno sea superior a los otros es debido a que no hay una diferencia en la aplicación de los procedimientos. Por ejemplo si la potencia hidráulica es un máximo, la fuerza de impacto se encuentra dentro del 90% del máximo y viceversa. Otra forma de selección puede ser aplicar aquel criterio que se ajuste a los datos de campo o del área de estudio.

- **En la optimización de la hidráulica los criterios de maximización consideran las siguientes ideas: las altas velocidades anulares presentan graves problemas, pues el agujero se llega a erosionar, por lo tanto el criterio de máxima potencia hidráulica en la barrena parece ser el indicado para mantener un control de las velocidades anulares; por otro lado, los agujeros grandes no presentan problema con las velocidades anulares, por lo tanto el criterio a emplear puede ser el de máximo impacto hidráulico en la barrena, que tenderá a incrementar el flujo debajo de la barrena.**
- **Se debe tener mucho cuidado de manejar el valor adecuado de la constante "m", para que los porcentajes consumidos por cada criterio de maximización en la optimización de la hidráulica no se vean afectados.**
- **De los modelos reológicos empleados para la determinación de las caídas de presión por fricción, se presentó el método de regresión lineal para la selección del modelo a utilizar (recordar que el modelo elegido es el que se acerque más a la unidad). Por lo tanto, para las demás correlaciones de la velocidad de asentamiento, así como los criterios de optimización, la elección del mejor método estará en función de las condiciones que predominan en el área de aplicación, las características de los datos a emplear o simplemente la experiencia obtenida en el uso de las mismas. Sin embargo, para las correlaciones de la velocidad de asentamiento de la partícula se deben realizar análisis gráficos**

comparativos de todas las correlaciones existentes, bajo diferentes condiciones en los datos experimentales; y así determinar la mejor correlación que resulte de una tendencia de **ajuste lineal**.

- **La relación de transporte** de los estudios de la capacidad de acarreo, puede incrementarse aumentando la velocidad anular del fluido o con ajustes de las propiedades del fluido como la viscosidad o la densidad.

- Se recomienda para resolver un problema general de hidráulica, seguir los procedimientos que se plantean, así como respetar un orden temático para un problema más general. Es decir, se propone iniciar los cálculos con el estudio reológico, para continuar con la determinación de **las caídas de presión por fricción**, y posteriormente determinar la **hidráulica óptima**, siguiendo finalmente con los demás temas: **las velocidades de asentamiento, presiones de empuje y succión etc.**

- Todos los estudios de **pérdidas de presión por fricción**, así como las determinaciones de **la velocidad de asentamiento** se analizan para **pozos verticales**; para **pozos desviados u horizontales** se deberán de realizar las modificaciones a las correlaciones de los modelos correspondientes. Así mismo, para **las barrenas** que no sean del tipo de **conos dentados**, se deberá realizar el estudio de la mecánica de fractura y de su comportamiento hidráulico, el cual dependerá del tipo de barrena, ya sea de arrastre o de insertos (**de diamantes o de carburo de tungsteno**).

APÉNDICE

EJEMPLO DE CÁLCULO DE LAS CAÍDAS DE PRESIÓN POR FRICCIÓN

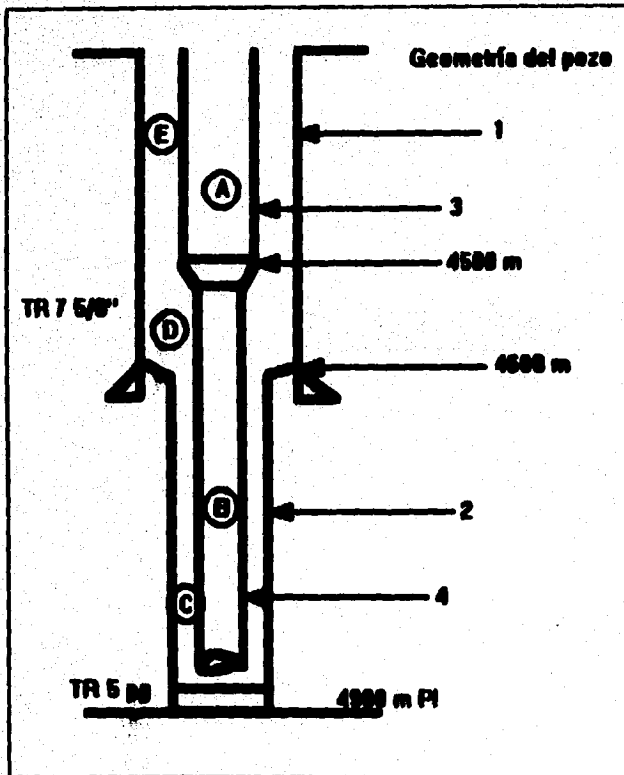
Datos:

Densidad del fluido "bentonítico" = 1.15 (g/cm³)

$\theta_{90} = 58$

$\theta_{30} = 34$

Q = 168 (gpm)



Secciones del circuito hidráulico:

SECCIÓN	TUBERÍA	MEDIDAS (pg)	LONGITUD (m)
A	TP	2.992	4500
B	TP	2.441	320
C	TR-TP	4.276-2.875	300
D	TR-TP	6.625-2.875	20
E	TR-TP	6.625-3.500	4500

PAGINACION VARIA

COMPLETA LA INFORMACION

MODELO DE PLÁSTICOS DE BINGHAM

-Cálculo de la viscosidad plástica:

$$\mu_p = \theta_{600} - \theta_{300} = 68 - 34 = 24 \text{ cp}$$

-Cálculo del punto de cedencia:

$$\tau_y = \theta_{300} - \mu_p = 34 - 24 = 10 \text{ [lbf/100pie}^2\text{]}$$

-Se elige la sección del problema: INTERIOR DE LA TUBERÍA.

SECCIÓN A

-Determinación de la velocidad de flujo.

$$V = 24.51 \frac{Q}{(D_a^2 - D_e^2)}$$

$$V = 24.51 \frac{168}{2.992^2} = 460 \text{ [pie/min]}$$

-Cálculo de la velocidad crítica.

$$V_c = \frac{7.75\mu_p + 7.75\sqrt{\mu_p^2 + 82.37\rho(D_a^2 - D_e^2)\tau_y}}{\rho(D_a - D_e)}$$

$$V_c = \frac{7.75(24) + 7.75\sqrt{24^2 + 109.83(1.15)(2.992^2)10}}{(1.15)2.992} = 230 \text{ [pie/min]}$$

APÉNDICE

-Comparar la velocidad de flujo con la velocidad crítica, para establecer el régimen de flujo:
como $V(460) > V_c(230)$ el régimen de flujo es TURBULENTO.

-Determinar el Reynolds de la partícula.

$$NRe = 129 \frac{(D_a - D_e)V\rho}{\mu_p}$$

$$NRe = 129 \frac{(2.992)(460)(1.15)}{24} = 8507.378$$

-Cálculo del factor de fricción.

$$f = \frac{0.079}{NRe^{0.25}}$$

$$f = \frac{0.079}{8507.378^{0.25}} = 0.0082258$$

-Cálculo de la caída de presión por fricción para el régimen turbulento.

$$\Delta P_f = \frac{f\rho V^2 L}{48251(D_a - D_e)}$$

$$\Delta P_f = \frac{0.0082258(1.15)(460)^2(4530)}{48251(2.992)} = 63.50 \text{ [kg/cm}^2\text{]}$$

Para las demás secciones del interior de t.p. y realizando los mismos cálculos se tiene que:

SECCIÓN-B

$$V = 676 \text{ [pie/min]}$$

$$V_c = 314.76 \text{ [pie/min]}$$

Como $V(676) > V_c(314)$ el régimen de flujo es TURBULENTO.

$$NRe = 10199.8$$

$$f = 0.007881024$$

$$\Delta P_f = 11.22 \text{ [kg/cm}^2\text{]}$$

ESPACIO ANULAR

SECCIÓN-C

-Determinación de la velocidad de flujo.

$$V = 24.51 \frac{Q}{(D_a^2 - D_e^2)}$$

$$V = 24.51 \frac{168}{(4.276^2 - 2.875^2)} = 411 [\text{pie}/\text{min}]$$

-Determinación de la velocidad crítica.

$$V_c = \frac{7.75\mu_p + 7.75\sqrt{\mu_p^2 + 82.37\rho(Da^2 - De^2)}}{\rho(Da - De)}$$

$$V_c = \frac{7.75(24) + 7.75\sqrt{24^2 + 82.37(1.15)(4.276^2 - 2.875^2)}}{1.15(4.276 - 2.875)} = 596 [\text{pie}/\text{min}]$$

como $V(411) < V_c(596)$ el régimen de flujo, es LAMINAR.

-Cálculo de la caída de presión por fricción.

$$\Delta P_f = \frac{V\mu_p L}{259387(Da - De)^2} + \frac{\tau_p L}{812.6(Da - De)}$$

$$\Delta P_f = \frac{(411)(24)(300)}{259387(4.276 - 2.875)^2} + \frac{(10)(300)}{812.6(4.276 - 2.875)} = 8.44 [\text{kg}/\text{cm}^2]$$

-Para las demás secciones del espacio anular y realizando los mismos cálculos se tiene que:

SECCION D

$$V = 116 [\text{pie}/\text{min}]$$

$$V_c = 373 [\text{pie}/\text{min}]$$

como $V(116) < V_c(373)$ el régimen de flujo es LAMINAR.

$$\Delta P_f = 0.122 [\text{kg}/\text{cm}^2]$$

SECCIÓN E

$$V = 130 [\text{pie}/\text{min}]$$

$$V_c = 428 [\text{pie}/\text{min}]$$

Como $V < V_c$ el régimen de flujo es LAMINAR.

$$\Delta P_f = 23.41 [\text{kg}/\text{cm}^2]$$

**SUMA DE LAS CAÍDAS DE PRESIÓN POR FRICCIÓN EN EL INTERIOR Y ESPACIO ANULAR.
PARA EL MODELO DE BINGHAM.**

$$\sum \Delta P_f = \sum \Delta P_{int} + \sum \Delta P_{anular}$$

APÉNDICE

$$\sum \Delta P_{\text{superf}} = 8.44 + 0.122 + 23.41 = 31.972 [\text{kg/cm}^2]$$

$$\sum \Delta P_{\text{lin}} = 63.50 + 11.22 = 74.72 [\text{kg/cm}^2]$$

$$\sum \Delta P_f = 106.692 [\text{kg/cm}^2]$$

CÁLCULO DE LAS CONEXIONES SUPERFICIALES PARA BINGHAM

De la tabla 3.1 se elige:

el caso: 2

Diámetro de T.P. = 2.764 pg

Longitud equivalente = 148m

Con los datos originales del problema se tiene:

-Cálculo de la velocidad de flujo:

$$V = 639 \text{ (pies/min)}$$

-Determinación de la velocidad crítica:

$$V_c = 110 \text{ (pies/min)}$$

Comparando la velocidad de flujo con la velocidad crítica se establece el régimen de flujo:

como $V(639) > V(110)$ se tiene régimen de flujo turbulento:

-Determinación del Reynolds.

$$NR_e = 9208$$

-Cálculo del factor de fricción:

$$f = 0.00864478$$

-Determinación de la caída de presión por fricción en las conexiones superficiales:

$$\Delta P_f = 2.949 [\text{kg/cm}^2]$$

MODELO DE LEY DE POTENCIAS

-Cálculo del índice de comportamiento de flujo.

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

$$n = 3.32 \log \frac{58}{34} = 0.77007$$

LA HIDRÁULICA DE LA PERFORACIÓN DE POCOS PETROLEROS

-Cálculo del índice de consistencia de flujo:

$$k = \frac{\theta_{200}}{1022^n} = \frac{\theta_{500}}{511^n}$$

$$k = \frac{58}{1022^{0.7707}} = 0.27 \left[\frac{\text{lb} \cdot \text{seg}^n}{100 \text{pie}^2} \right]$$

-Determinación del número de Reynolds crítico laminar - transicional.

$$NRe_{LT} = 3470 - 1370n$$

$$NRe_{LT} = 3470 - 1370(0.77) = 2415$$

-Determinar el número de Reynolds crítico turbulento - transicional.

$$NRe_{TT} = 4270 - 1370n$$

$$NRe_{TT} = 4270 - 1370(0.77) = 3215$$

-Se elige la sección del problema en el INTERIOR DE TUBERÍA.

SECCIÓN A

-Determinar la velocidad de flujo (en este caso es la misma para el modelo de Bingham)

$$V = 460 \text{ (pie/min)}$$

-Determinar el número de Reynolds.

$$NRe = \frac{\rho V^2}{2.319K} \left[\frac{2.5D_p n}{V(3n+1)} \right]^n$$

$$NRe = \frac{(1.15)(460^2)}{2.319(0.27)} \left[\frac{2.5(2.992)(0.77)}{460(3(0.77)+1)} \right]^{0.77} = 5302$$

-Como el $NRe > NRe_{LT}$ y a su vez el $NRe > NRe_{TT}$ el régimen de flujo es TURBULENTO:

-Determinación del factor de fricción:

$$a = \frac{\log(n) + 3.93}{50}$$

$$a = \frac{\log(0.77) + 3.93}{50} = 0.07632$$

$$b = \frac{1.75 - \log(n)}{7}$$

$$b = \frac{1.75 - \log(0.77)}{7} = 0.26621$$

APÉNDICE

$$f = \frac{a}{NRe^b}$$
$$f = \frac{0.07632}{5302^{0.3431}} = 0.0077830$$

-Cálculo de la caída de presión por fricción:

$$\Delta P_f = \frac{f \rho V^2 L}{48251 D_i}$$

$$\Delta P_f = \frac{(0.0077830)(1.15)(460)^2 4580}{48251(2.992)} = 60.08 [\text{kg/cm}^2]$$

-Para las demás secciones del interior de t.p. se tiene:

SECCIÓN-B

$$V = 676 [\text{pie/min}]$$

$$NRe = 7278$$

Como $NRe(7278) > NRe_{cLT}(2416)$ y a su vez $NRe(7278) > NRe_{cTT}(3216)$, el régimen es TURBULENTO.

$$f = 0.00718$$

$$\Delta P_f = 10.20 [\text{kg/cm}^2]$$

ESPACIO ANULAR

SECCIÓN-C

-Determinación de la velocidad de flujo (es en este caso la misma que en Bingham)

$$V = 411 [\text{pie/min}]$$

-Determinación del número de Reynolds

$$NRe = \frac{\rho V^2}{1.65K} \left[\frac{1.25(D_a - D_c)n}{V(2n+1)} \right]^n$$

$$NRe = \frac{1.15(411^2)}{165(0.27)} \left[\frac{1.25(4.276 - 2.875)0.77}{411(2(0.77)+1)} \right]^{0.77} = 26.0093$$

-Como $NRe(26) < NRe_{cLT}(2416)$ el régimen de flujo es LAMINAR.

-Cálculo de la caída de presión por fricción:

$$\Delta P_f = \frac{kL}{1300.5(D_o - D_a)} \left[\frac{(2n + 1)V}{1.25(D_a - D_o)n} \right]^n$$

$$\Delta P_f = \frac{(0.27)(300)}{1300.5(4.276 - 2.875)} \left[\frac{(2(0.77) + 1)411}{1.25(4.276 - 2.875)0.77} \right]^{0.77} = 7.45 \text{ [kg/cm}^2\text{]}$$

Para las demás secciones del espacio anular se continúa de forma similar:

SECCIÓN-D

V = 118.8 [pie/min]

NRe = 11

-Como NRe(11) < NReLT(2418) el régimen de flujo es LAMINAR.

$\Delta P_f = 0.03 \text{ [kg/cm}^2\text{]}$

SECCIÓN-E

V = 130 [pie/min]

-Como NRe(11.20) < NReLT(2418) el régimen de flujo es LAMINAR.

$\Delta P_f = 11.33 \text{ [kg/cm}^2\text{]}$

-Suma de las caídas de presión por fricción en el interior de tubería y espacio anular.

$$\sum \Delta P_f = \sum \Delta P_{int} + \sum \Delta P_{anular}$$

$$\sum \Delta P_{anular} = 7.45 + 0.03 + 11.33 = 18.81 \text{ [kg/cm}^2\text{]}$$

$$\sum \Delta P_{int} = 60.88 + 10.20 = 70.2 \text{ [kg/cm}^2\text{]}$$

$$\sum \Delta P_f = 89.01 \text{ [kg/cm}^2\text{]}$$

CALCULO DE LAS CONEXIONES SUPERFICIALES PARA LEY DE POTENCIAS.

De la tabla 3.1 se elige:

el caso: 2

Diámetro de T.P. = 2.764 pg.

Longitud equivalente = 148m

Con los datos originales del problema se tiene:

-Cálculo de la velocidad de flujo:

V = 630 (pies/min)

ANEXOS

**-Determinación del Reynolds.
NRe = 6062**

**_Comparando los Reynolds:
como NRe(6062) > NRecTT(2416) y asu vez NRe(6062) > NRecTT(3216) se tiene
régimen de flujo turbulento:**

**-Cálculo de los coeficientes a y b
a = 0.077
b = 0.291**

**-Cálculo del factor de fricción:
f = 0.007810488**

**-Determinación de la caída de presión por fricción en las conexiones
superficiales:
 $\Delta P_f = 2.746 \text{ [kg/cm}^2\text{]}$**

MODELO DE LEY DE POTENCIAS CON PUNTO DE CEDENCIA.

-Cálculo del indice de comportamiento de flujo:

$$n = 3.32 \log \left[\frac{\theta_{500} - \theta_s}{\theta_{300} - \theta_s} \right]$$
$$n = 3.32 \log \left[\frac{58 - 3}{34 - 3} \right] = 0.827$$

-Cálculo del indice de consistencia de flujo:

$$k = \frac{\theta_{500} - \theta_s}{600^n} = \frac{\theta_{300} - \theta_s}{300^n}$$
$$k = \frac{58 - 3}{600^{0.827}} = 0.277 \text{ [lb - rpm/100pie}^2\text{]}$$

-Cálculo del número de Reynolds crítico laminar - transicional

$$NRecLT = 3470 - 1370n$$
$$NRecLT = 3470 - 1370(0.827) = 2337$$

-Cálculo del número de Reynolds crítico turbulento - transicional

$$NRecTT = 4270 - 1370n$$
$$NRecTT = 4270 - 1370(0.827) = 3137$$

-Se determinan los coeficientes "a" y "b".

$$a = \frac{\log(n) + 3.93}{50} = \frac{\log(0.827) + 3.93}{50} = 0.077$$

$$b = \frac{1.75 - \log(n)}{7} = \frac{1.75 - \log(0.827)}{7} = 0.261$$

-Se elige la sección del INTERIOR DE LA TUBERIA

SECCIÓN-A

-Cálculo de la velocidad de flujo.(resulta ser la misma que los modelos anteriores)

$$V = 400 [\text{pie}/\text{min}]$$

-Cálculo del factor geométrico.

$$G = \left[\frac{3n + 1}{4n} \right] 0.13n(0.123)^{\frac{1}{4}}$$

$$G = \left[\frac{3(0.827) + 1}{4(0.827)} \right] 0.13(0.827)(0.123)^{\frac{1}{4} \cdot 0.827} = 0.56138$$

-Cálculo de la velocidad de rotación equivalente.

$$R = 0.939 \frac{GV}{D_i} = 0.939 \frac{0.56138(400)}{2.992} = 80.98 [\text{rpm}]$$

-Determinación de la lectura fann equivalente:

$$\theta = \theta_0 + kR^n = 3 + 0.277(80.98)^{0.827} = 13.48 [\text{lb}/100\text{pie}^2]$$

-Cálculo del número de Reynolds

$$NRe = \frac{GV^2}{2.474\theta} = \frac{0.56138(400)^2}{2.474(13.48)} = 7292$$

-Como el $NRe(7292) > NRe_{LT}(2337)$ y a su vez $NRe(7292) > NRe_{TT}(3137)$, el régimen de flujo es TURBULENTO.

-Determinación del factor de fricción:

$$f = \frac{a}{NRe^b} = \frac{0.077}{7292^{0.261}} = 0.00755$$

-Determinación de la caída de presión por fricción

$$\Delta P_f = \frac{f \rho V^3 L}{48251 D_i} = \frac{0.00755(1.15)(400)^3(4500)}{48251(2.992)} = 58.33 [\text{kg}/\text{cm}^2]$$

APÉNDICE

De forma similar se continua para las siguientes secciones del interior de la tubería.

SECCIÓN-B

$$V = 691 [\text{pie}/\text{min}]$$

$$G = 0.86138$$

$$R = 149.2$$

$$\theta = 20.38 [\text{lb}/100\text{pie}^2]$$

$$NRe = 10890$$

-Como el $NRe(10890) > NRe_{LT}(2337)$ y a su vez $NRe(10890) > NRe_{LL}(3137)$, el régimen de flujo es TURBULENTO.

$$f = 0.006804$$

$$\Delta P_r = 10.16 [\text{kg}/\text{cm}^2]$$

ESPACIO ANULAR**SECCIÓN-C**

-Cálculo de la velocidad de flujo (determinado en los modelos anteriores).

$$V = 411 [\text{pie}/\text{min}]$$

-Cálculo del factor geométrico:

$$\alpha = \frac{D_e}{D_a} = \frac{2.875}{4.276} = 0.672$$

$$X = 0.37n^{-0.14} = 0.37(0.827)^{-0.14} = 0.38$$

$$C = 1 - (1 - \alpha^X)^X = 1 - (1 - 0.672^{0.38})^{0.38} = 0.994$$

$$G = \left[\frac{(3-c)^n + 1}{(4-c)^n} \right] \left(1 + \frac{c}{2} \right) \left[8.13n \left(0.123^{\frac{1}{n}} \right) \right]$$

$$G = \left[\frac{(3-0.994)(0.827) + 1}{(4-0.994)0.827} \right] \left(1 + \frac{0.994}{2} \right) \left[8.13(0.123)^{\frac{1}{0.827}} \right] = 0.853$$

-Determinar la velocidad de rotación equivalente:

$$R = 0.939 \frac{GV}{(D_a - D_e)} = 0.939 \frac{(0.853)(411)}{(4.276 - 2.875)} = 235.06$$

-Determinar la lectura fann equivalente:

$$\theta = \theta_0 + kR^n = 3 + 0.277(235.06)^{0.827} = 28.32 [\text{lb}/100\text{pie}^2]$$

-Determinar el número de Reynolds

$$NR_e = \frac{\rho V^2}{2.4740} = \frac{1.15(411)^2}{2.474(28.32)} = 2772$$

-Cálculo del factor de fricción:

$$f = \frac{24}{NR_e CL} + \left[\frac{NR_e - NR_e CL}{800} \right] \left[\frac{s}{NR_e CT^2} - \frac{24}{NR_e CL} \right]$$

$$f = \frac{24}{2337} + \left[\frac{2772 - 2337}{800} \right] \left[\frac{0.077}{3137^{0.261}} - \frac{24}{2337} \right] = 0.0098$$

-Cálculo de la caída de presión por fricción:

$$\Delta P = \frac{f \rho V^2 L}{48251(D_1 - D_2)}$$

$$\Delta P_f = \frac{0.0098(1.15)(411)^2(300)}{48251(4.276 - 0.875)} = 7.93 \text{ [kg/cm}^2\text{]}$$

Para las demás secciones del espacio anular se tiene:

SECCIÓN-D

V = 116.0 [pie/min]

$\alpha = 0.434$

C = 0.967

G = 0.848

R = 24.48

$\theta = 0.00 \text{ [lb/100pie}^2\text{]}$

NR_e = 900

-Como el NR_e(900) < NR_eCL(2337) se tiene régimen de flujo LAMNAR.

$\Delta P_f = 0.030 \text{ [kg/cm}^2\text{]}$

SECCIÓN-E

V = 130 [pie/min]

$\alpha = 0.530$

C = 0.982

G = 0.860

R = 33.22

$\theta = 0.02 \text{ [lb/100pie}^2\text{]}$

NR_e = 970

APÉNDICE

Como el $NRe(979) < NReLT(2337)$ se tiene régimen de flujo **LAMINAR**:

$$\Delta P_f = 9.60 \text{ [kg/cm}^2\text{]}$$

$$\sum \Delta P_f = \sum \Delta P_{in} + \sum \Delta P_{super}$$

$$\sum \Delta P_{super} = 7.93 + 0.030 + 9.60 = 17.56 \text{ [kg/cm}^2\text{]}$$

$$\sum \Delta P_{in} = 58.33 + 10.15 = 68.48 \text{ [kg/cm}^2\text{]}$$

$$\sum \Delta P_f = 86.04 \text{ [kg/cm}^2\text{]}$$

CALCULO DE LAS CONEXIONES SUPERFICIALES PARA LEY DE POTENCIA CON PUNTO DE CEDENCIA.

De la tabla 3.1 se elige:

el caso: 2

Diámetro de T.P. = 2.764 pg

Longitud equivalente = 148m

Con los datos originales del problema se tiene:

-Cálculo de la velocidad de flujo:

$$V = 639 \text{ (pies/min)}$$

-Determinación del factor geométrico:

$$G = 0.561$$

-Cálculo de la velocidad de rotación equivalente:

$$R = 102.7$$

-Cálculo del Reynolds:

$$NRe = 4293$$

Comparando los Reynolds:

como $NRe(4293) > NRecTT(2337)$ y a su vez $NRe(4293) > NRecTT(3137)$ se tiene régimen de flujo turbulento:

-Cálculo del factor de fricción:

$$f = 0.00876411$$

-Determinación de la caída de presión por fricción en las conexiones superficiales:

$$\Delta P_f = 3.17 \text{ [kg/cm}^2\text{]}$$

EJEMPLO PARA LA DETERMINACIÓN DE LA HIDRÁULICA ÓPTIMA.

DATOS:

toberas 12 (3)
 densidad del fluido = 10 (lb/gal)
 $Q = 500$ (gpm) ----- $P_b = 3000$ (lb/pg²)
 $Q = 250$ (gpm) ----- $P_b = 800$ (lb/pg²)
 $H_{pb} = 1000$ HP
 $V_a \text{ min} = 120$ (pie/min)
 $E_v = 0.9$
 $D_a = 0.835$ (pg)
 $D_{tp} = 5$ (pg)
 $Q_{\text{min}} = 240$ (gpm)
 $P_{\text{max}} = 3000$ (lb/pg²)

-Determinación del gasto máximo:

$$HP_{\text{pmax}} = \frac{P_{\text{max}}(Q)}{120.7} = \frac{211.11(500)}{120.7} = 874.52 \text{ [HP]}$$

$$Q_{\text{max}} = \frac{HP_{\text{pmax}} 120.7 E_v}{P_{\text{max}}}$$

$$Q_{\text{max}} = \frac{874.52(120)(0.9)}{211.11} = 511.58 \text{ [gpm]}$$

-El gasto mínimo es:

$$Q_{\text{min}} = 240 \text{ (gpm)}$$

-Se tiene más de un dato de caída de presión parálta y de gasto, por lo tanto:

$$m = \frac{\log \left[\frac{\Delta P_{p1}}{\Delta P_{p2}} \right]}{\log \left[\frac{Q_1}{Q_2} \right]}$$

$$m = \frac{\log \left[\frac{211}{56.3} \right]}{\log \left[\frac{500}{250} \right]} = 1.906$$

$$K = \frac{\Delta P_{p1}}{Q_1} = \frac{\Delta P_{p2}}{Q_2}$$

$$K = \frac{211}{500^{1.906}} = 0.00151372 \text{ [kg - cm}^2 \text{ / gpm]}$$

ADICIONALES

-Se selecciona el criterio a utilizar:

CALCULOS PARA EL CRITERIO DE MÁXIMA VELOCIDAD EN LAS TOBERAS

-Se determina el gasto óptimo

$$Q_{min} = Q_{opt}$$

$$Q_{opt} = 240[\text{gpm}]$$

-Cálculo de la caída de presión parásita óptima:

$$\Delta P_{p,opt} = KQ_{opt}^2 = 0.0015(240)^2 = 52.08[\text{kg/cm}^2]$$

-Cálculo de la caída de presión en la barrena óptima:

$$\Delta P_{b,opt} = P_{s,max} - \Delta P_{p,opt}$$

$$\Delta P_{b,opt} = 211.11 - 52.08 = 159.03[\text{kg/cm}^2]$$

-Determinación del área de toberas óptima:

$$A_{opt} = \sqrt{\frac{\rho Q_{opt}^2}{18511.7 \Delta P_{b,opt}}}$$

con el valor de caída de presión en la barrena óptimo anterior:

$$A^*_{t,opt} = \sqrt{\frac{(1.20)(240)^2}{18511.7(159.03)}} = 0.15[\text{pg}^2] \text{ con este valor se determinará la primer}$$

combinación de toberas (8-8-9), en la tabla 4.1

$$A_{t,opt} = \frac{\pi(d_{1,opt}^2 + d_{2,opt}^2 + d_{3,opt}^2)}{4096}$$

$$A_{t,opt} = \frac{\pi(8^2 + 8^2 + 9^2)}{4096} = 0.16[\text{pg}^2]$$

asi $A_{t,opt}$ (0.16030) > $A^*_{t,opt}$ (0.1532) lo que garantiza que no tendremos una caída de presión en la barrena mayor a la obtenida (159)

-Se obtiene finalmente la caída de presión en la barrena óptima para la combinación de toberas óptima.

$$\Delta P_{b,opt} = \frac{(1.20)(240)^2}{18511.7(0.16)} = 145.30[\text{kg/cm}^2]$$

-Determinación de la presión superficial óptima

$$P_{s,opt} = \Delta P_{b,opt} + \Delta P_{p,opt}$$

$$P_{s,opt} = 145.30 + 52.08 = 197.38$$

-Cálculo de la potencia superficial óptima:

$$HP_{s_{opt}} = \frac{P_{s_{opt}} Q_{opt}}{120.7}$$

$$HP_{s_{opt}} = \frac{(197.38)(240)}{120.7} = 392.48 \text{ [HP]}$$

-Determinación de la máxima potencia hidráulica en la barra:

$$HP_{b_{max}} = \frac{\Delta P_b Q_{opt}}{120} = \frac{(145.30)(240)}{120.7} = 288.91 \text{ [HP]}$$

-Cálculo de la máxima fuerza de impacto hidráulico:

$$F_b = \sqrt{\frac{\rho Q^2 \Delta P_b}{28.17}}$$

$$F_b = \sqrt{\frac{(1.20)(240)^2 145.30}{28.17}} = 597.89 \text{ [lbf]}$$

-Cálculo de la máxima velocidad en las toberas:

$$V_n = \sqrt{\frac{1902.8 \Delta P_b}{\rho}}$$

$$V_n = \sqrt{\frac{1902.8(145.30)}{1.20}} = 479 \text{ [pie/seg]}$$

CALCULOS PARA EL CRITERIO DE MÁXIMA FUERZA DE IMPACTO

-Algunos datos ya fueron calculados en el criterio anterior:

$$Q_{max} = 511 \text{ [gpm]}$$

$$Q_{min} = 240 \text{ [gpm]}$$

$$m = 1.986$$

$$K = 0.0016$$

-Determinación de la caída de presión perfecta óptima:

$$\Delta P_{p_{opt}} = \left[\frac{2}{m+2} \right] P_{s_{max}}$$

$$\Delta P_{p_{opt}} = \left[\frac{2}{1.986+2} \right] 911 = 166 \text{ [kg/cm}^2\text{]}$$

-Determinación del gasto óptimo calculado:

$$Q_{opt} = \left[\frac{2P_{s_{max}}}{(m+2)K} \right]^{\frac{1}{m}}$$

APÉNDICE

$$Q_{opt(calc.)} = \left[\frac{2(211)}{(1.906 + 2)0.0015} \right]^{1/1.906} = 351.92 \text{ [gpm]}$$

-Se selecciona el gasto óptimo:

$$\text{si } Q_{min} < Q_{opt(calculada)} < Q_{max}; \text{ entonces } Q_{opt} = Q_{opt(calculada)}$$

-Cálculo de la caída de presión en la barrena óptima.

$$\Delta P_{b_{opt}} = 211 - 108$$

$$\Delta P_{b_{opt}} = 103 \text{ [kg/cm}^2\text{]}$$

-Área de toberas óptima

Con el valor de caída de presión en la barrena óptimo anterior:

$$A^*t_{opt} = \sqrt{\frac{(1.20)(351)^2}{1851107(103)}}$$

$$A^*t_{opt} = 0.278 \text{ [pg}^2\text{]}$$

Con este valor se determinará la primer combinación de toberas(11-11-11), en la tabla 4.1:

$$A_{opt} = \frac{\pi(d_{1opt}^2 + d_{2opt}^2 + d_{3opt}^2)}{4096}$$

$$A_{opt} = 0.278 \text{ [pg}^2\text{]}$$

asi $A_{t_{opt}} (0.278) = A^*t_{opt} (0.278)$ lo que garantiza que no se tendrá una caída de presión en la barrena mayor a la obtenida (103).

$$\Delta P_{b_{opt}} = \frac{(1.70)(351)^2}{18511.7(0.278)^2}$$

$$\Delta P_{b_{opt}} = 103 \text{ [kg/cm}^2\text{]}, \text{ por lo tanto no se tendran problemas al bombear.}$$

-Determinación de la potencia superficial:

$$HP_{s_{opt}} = \frac{(211)(351)}{120.7}$$

$$HP_{s_{opt}} = 613 \text{ [HP]}$$

-Cálculo de la máxima potencia hidráulica en la barrena:

$$HP_{b_{max}} = \frac{(103)(351)}{120} = 301.3 \text{ [HP]}$$

-Cálculo de la máxima fuerza de impacto hidráulico:

$$F_b = \sqrt{\frac{(1.2)(351)^2(103)}{28.17}}$$

$$F_b = 735.2 \text{ [lbf]}$$

-Determinación de la máxima velocidad en las toberas:

$$V_B = \sqrt{\frac{1902.8(103)}{1.20}} \quad V_n = 404 \text{ [pie/seg]}$$

CÁLCULOS PARA EL CRITERIO DE MÁXIMA POTENCIA HIDRÁULICA EN LA BARRERA

-Algunos terminos ya fueron calculados:

$$Q_{max} = 511 \text{ [gpm]}$$

$$Q_{min} = 240 \text{ [gpm]}$$

$$n = 1.906$$

$$K = 0.0015$$

-Determinación de la caída de presión perfecta óptima:

$$\Delta P_{P_{opt}} = \left[\frac{1}{1.906 + 1} \right] 211 = 72.6 \text{ [kg/cm}^2\text{]}$$

-Cálculo del gasto óptimo:

$$Q_{opt} = \left[\frac{211}{(1.906 + 1)(0.0015)} \right]^{1/1.906} = 285.6 \text{ [gpm]}$$

El $Q_{min} < Q_{optimal} < Q_{max}$; entonces $Q_{opt} = Q_{optimal}$

$$Q_{opt} = 280 \text{ [gpm]}$$

-Cálculo de la caída de presión en la barrera óptima:

$$\Delta P_{b_{opt}} = 211 - 72 = 139 \text{ [kg/cm}^2\text{]}$$

-Determinación del área de toberas óptima:

$$A^* t_{opt} = \sqrt{\frac{(1.20)(280)^2}{10511.7(139)}} = 0.1946 \text{ [pg}^2\text{]}$$

Con este valor de área de toberas y la tabla 4.1 se obtiene la posible combinación óptima: (9-9-10)

$$A t_{opt} = \frac{\pi(9^2 + 9^2 + 10^2)}{4096} = 0.20096 \text{ [pg}^2\text{]}$$

vemos que $A t_{opt}(0.20096) > A^* t_{opt}(0.1946)$ lo que garantiza que no se tendrá una caída de presión en la barrera mayor a la obtenida (160)

APÉNDICE

$\Delta P_{b_{opt}} = \frac{(1.20)(285^2)}{18511.7(0.20096)^2} = 130.37 \text{ [kg/cm}^2\text{]}$, por lo tanto no habra problemas en el bombeo.

-Determinación de la presión superficial óptima:

$$P_{s_{opt}} = 130 + 72.6 = 202 \text{ [kg/cm}^2\text{]}$$

-Cálculo de la potencia superficial óptima:

$$HP_{s_{opt}} = \frac{(202)(285)}{120.7} = 476 \text{ [HP]}$$

-Determinación de la máxima potencia hidráulica en la barrena:

$$HP_{b_{max}} = \frac{(130)(285)}{120} = 309 \text{ [HP]}$$

-Cálculo de la máxima fuerza de impacto hidráulico:

$$F_b = \sqrt{\frac{(1.20)285^2(130.3)}{28.17}} = 671.4 \text{ [lbf]}$$

-Determinación de la máxima velocidad en las toberas:

$$V_n = \sqrt{\frac{(1902.8)130}{1.20}} = 454 \text{ [pie/seg]}$$

EJEMPLO PARA LA DETERMINACIÓN DE LA RELACIÓN DE TRANSPORTE

DATOS:

$$d_p = 0.375[\text{pg}]$$

$$\gamma = 2.6$$

$$\rho_f = 14[\text{lbm/gal}]$$

$$\rho_s = 21[\text{lbm/gal}]$$

$$V_a = 90[\text{pie/min}] = 1.5[\text{pie/seg}]$$

$$\text{Espacio anular } 6.6 \times 3.6[\text{pg}]$$

Velocidad de rotación	θ
3	4
6	6.6
100	26
200	44
300	60
600	100

CORRELACIÓN DE MOORE:

-Cálculo del índice de comportamiento de flujo:

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

$$n = 3.32 \log \left(\frac{100}{60} \right) = 0.7365$$

-Determinación del índice de consistencia de flujo:

$$k = \frac{510_{300}}{511^n}$$

$$k = \frac{510(60)}{511^{0.7365}} = 309.7[\text{cp} - \text{eq}]$$

-Suposición del rango del número de Reynolds:

$$1.0 < N_{Rep} < 2000$$

-Determinación de la viscosidad aparente:

$$\mu_a = \frac{k}{144} \left(\frac{(D_{int} - D_{ext})}{V_a} \right)^{1-n} \left(\frac{2 + \frac{1}{n}}{0.0208} \right)^n$$

APÉNDICE

$$\mu_s = \frac{309.7}{144} \left(\frac{6.5 - 3.5}{1.5} \right)^{1-0.7368} \left(\frac{2 + \frac{1}{0.0208}}{0.0208} \right)^{0.7368} = 109.16 [\text{cp}]$$

-Cálculo de la velocidad de asentamiento

$$V_s = \frac{2.9 d_p (\rho_p - \rho_f)^{0.667}}{\rho_f^{0.333} \mu_s^{0.333}}$$

$$V_s = \frac{2.9(0.379)(21 - 14)^{0.667}}{14^{0.333} 109.16^{0.333}} = 0.350 [\text{pie/seg}]$$

-Determinación del número de Reynolds:

$$N_{\text{Rep}} = 928 \frac{d_p V_s \rho_f}{\mu}$$

$$N_{\text{Rep}} = 928 \frac{0.379(0.350)(14)}{109.16} = 15.78$$

-Determinar la relación de transporte:

$$R_T = \frac{V_t}{V_a} = \frac{V_a - V_s}{V_a}$$

$$R_T = 1 - \frac{0.350}{1.5} = 0.76 = 76\%$$

Suponer la velocidad de asentamiento (V_{as})

-Se puede tomar como primer valor a la velocidad anual $V_a = V_{as} = 1.5$ pie/seg

$$\mu_s = 109.16 \text{ cp}$$

$$N_{\text{Rep}} = 67.6617$$

como este valor cae en el rango de $1.0 < N_{\text{Rep}} < 2000$ se determina la velocidad de asentamiento calculada (V_{sc}):

$$V_{sc} = 0.350$$

-Obtener la tolerancia :

$$\text{Tol} = \left| \frac{V_{ss} - V_{sc}}{V_{ss}} \right| 100$$

$$\text{Tol} = \left| \frac{1.5 - 0.350}{1.5} \right| 100 = 76.6\%$$

como $\text{Tol} > 0.05\%$ se asigna la velocidad calculada como la apuesta:

$$V_{sc} = V_{as} = 0.350$$

-Se procede de forma similar obteniéndose los siguientes resultados:

$$N_{\text{Rep}} = 16.80$$

sigue en el mismo rango $1.0 < N_{\text{Rep}} < 2000$

$$V_s = 0.360$$

-Obteniendo la tolerancia :

Tol = 0.00% , y al realizar la comparación se tiene: 0.00% < 0.05%.

por lo tanto

$$V_{es} = V_s = 0.360$$

-Determinar la relación de transporte:

$$R_T = 0.76 = 76\%$$

CORRELACIÓN DE SZE FOO CHIEN.

Datos:

$$\theta_{100} = 100$$

$$\theta_{300} = 60$$

$$d_p = 0.376[\text{pg}]$$

$$V_s = 90[\text{pie/min}] = 1.6[\text{pie/seg}]$$

$$\rho_f = 14[\text{lbm/gal}]$$

$$\rho_p = 21[\text{lbm/gal}]$$

-Se determina el tipo de fluido: "Bentonítico".

-Determinación de la viscosidad aparente:

$$\mu_p = \theta_{100} - \theta_{300}$$

$$\mu_p = 100 - 60 = 40[\text{cp}]$$

$$\mu_s = \mu_p = 40[\text{cp}]$$

Considerando el número de Reynolds

-Suponer el rango del NRep

$$NRep > 100$$

-Cálculo de la velocidad de asentamiento:

$$V_s = 1.44 \sqrt{d_p \left(\frac{\rho_p - \rho_f}{\rho_f} \right)}$$

$$V_s = 1.44 \sqrt{(0.379) \left(\frac{(21 - 14)}{14} \right)} = 0.06268[\text{pie/seg}]$$

-Determinar el NRep

$$NRep = 928 \frac{d_p V_s \rho_f}{\mu}$$

APÉNDICE

$$N_{Rep} = 928 \frac{(0.379)0.6268(14)}{40} = 77.16$$

como el N_{Rep} calculado no entra en el rango propuesto ($N_{Rep} > 100$), se elige otra opción:
 $N_{Rep} < 100$

-Determinación de la velocidad de asentamiento:

$$V_s = 0.0075 \left(\frac{\mu_s}{\rho_f - d_p} \right) \left[\left[\frac{36800d_p}{\left(\frac{\mu_s}{\rho_f - d_p} \right)^2} \left(\frac{\rho_p - \rho_f}{\rho_f} \right) + 1 \right]^{\frac{1}{2}} - 1 \right]$$

$$V_s = 0.0075 \left(\frac{40}{(14)(0.379)} \right) \left[\left[\frac{36800(0.379)}{\left(\frac{40}{(14)(0.379)} \right)^2} \left(\frac{21 - 14}{14} \right) + 1 \right]^{\frac{1}{2}} - 1 \right] = 0.5723 [\text{pie/seg}]$$

-Cálculo del número de Reynolds:

$$N_{Rep} = 928 \frac{(0.379)0.572(14)}{40} = 70.45 \text{ como el } N_{Rep} \text{ si cae dentro del rango supuesto de } N_{Rep} < 100, \text{ se justifica por lo tanto la utilización de la ecuación para } V_s:$$

-Determinar la relación de transporte:

$$R_T = 0.68 = 68\%$$

-Tipo de fluido: "Polimérico"

-Cálculo del esfuerzo de cedencia:

$$\tau_y = \theta_{300} - \mu_p$$

$$\tau_y = 60 - 40 = 20 [\text{lb}/100\text{pie}^2]$$

-Determinación de la viscosidad aparente:

$$\mu_a = \mu_p + 5 \frac{\tau_y d_p}{V_a}$$

$$\mu_a = 40 + 5 \frac{(20)(0.379)}{1.5} = 65.26 [\text{cp}]$$

LA HIDRÁULICA EN LA PERFORACIÓN DE POZOS PETROLEROS

-Considerando el rango de NRep: $NRep < 100$, determinar la velocidad de asentamiento:

$$V_s = 0.0075 \left(\frac{\mu_s}{\rho_f - d_p} \right) \left[\left[\frac{36800 d_p}{\left(\frac{\mu_s}{\rho_f - d_p} \right)^2} \left(\frac{\rho_p - \rho_f}{\rho_f} \right) + 1 \right]^{\frac{1}{2}} - 1 \right]$$

$$V_s = 0.0075 \left(\frac{65.26}{(14)(0.379)} \right) \left[\left[\frac{36800(0.379)}{\left(\frac{65.26}{(14)(0.379)} \right)^2} \left(\frac{21-14}{14} \right) + 1 \right]^{\frac{1}{2}} - 1 \right] = 0.5408 \text{ [pie/seg]}$$

-Determinación del NRep:

$$NRep = 928 \frac{(0.379)(0.5408)(14)}{65.26} = 40.804$$

este valor cae dentro del rango de: $NRep < 100$, lo que justifica la aplicación de la ecuación para V_s :

-Cálculo de la relación de transporte:

$$R_T = 0.838 = 83\%$$

Sin considerar el NRep.

Tipo "Bentonítico"

para este tipo de fluido se utilizan las mismas ecuaciones del procedimiento anterior:

-Determinación de la viscosidad aparente:

$$\mu_s = \mu_p = 40 \text{ [cp]}$$

-Cálculo de la expresión (Te)

$$Te = \frac{\mu_s}{\rho_f d_p}$$

$$Te = \frac{40}{(14)(0.379)} = 7.53$$

APÉNDICE

como la expresión $Te < 10$ se determina la V_s :

$$V_s = 0.5723$$

-Cálculo de la relación de transporte:

$$R_T = 0.88 = 88\%$$

Tipo "polimérico"

para este tipo de fluido se utilizan las mismas ecuaciones del procedimiento anterior:

-Cálculo de la viscosidad aparente:

$$\mu_a = 65.26$$

-Cálculo de la expresión (Te)

$$Te = \frac{\mu_a}{\rho_f d_p}$$

$$Te = \frac{65.26}{(14)(0.379)} = 12.30$$

-como la expresión $Te > 10$ se determina la velocidad de asentamiento:

$$V_s = 1.44 \sqrt{dp \left(\frac{\rho_p - \rho_f}{\rho_f} \right)}$$

$$V_s = 1.44 \sqrt{(0.379) \left(\frac{(21 - 14)}{14} \right)} = 0.06268 [\text{pie/seg}]$$

-Cálculo de la relación de transporte:

$$R_T = 0.88 = 88\%$$

CORRELACIÓN DE METZNER AND READ

$$gc = 32.17, n = 0.73, k = 0.60729$$

$$\theta_{GNI} = 100$$

$$\theta_{300} = 60$$

$$d_p = 0.379 [\text{pg}]$$

$$V_a = 90 [\text{pie/min}] = 1.5 [\text{pie/seg}]$$

$$\rho_f = 14 [\text{lbm/gal}]$$

$$\rho_p = 21 [\text{lbm/gal}]$$

-Suponiendo V_s

$$V_a = V_o = V_{ss} = 1.5$$

-Determinación del NRep:

$$NRep = 0.62333 \frac{d_p V_s^{(2-n)} \rho_f}{\mu k 3^{(n-1)}}$$

$$NRep = 0.62333 \frac{(0.379)(1.5)^{(2-0.7368)}(14)}{(32.17)(0.60729)(3)^{(0.7368-1)}} = 0.3774$$

como el NRep cae dentro del rango de $NRep \leq 1.0$, se determina el coeficiente de arrastre:

$$C_D = \frac{24}{NRep}$$

$$C_D = \frac{24}{0.3774} = 63.585$$

-Cálculo de la velocidad de asentamiento:

$$V_s = \sqrt{\frac{4gd_p(\rho_f - \rho_f)}{C_D \rho_f}}$$

$$V_{sc} = \sqrt{\frac{4(32.17)(0.379)(21 - 14)}{63.54(14)}} = 0.619 \text{ [pie/seg]}$$

-Determinación de la tolerancia:

$$Tol = \left| \frac{V_{ss} - V_{sc}}{V_{ss}} \right| 100 \leq 0.05\%$$

$$Tol = \left| \frac{1.5 - 0.619}{1.5} \right| 100 = 58\%$$

como no se cumple con la tolerancia establecida se inicia el ciclo iterativo:
se hace $V_{sc} = V_{ss} = 0.619$ (pies/seg)

$$NRep = 2.411$$

el NRep se encuentra en otro rango $NRep < 100$ por lo tanto la expresión para el coeficiente de correlación se modifica:

$$C_D = \frac{18.5}{NRep^{0.6}}$$

$$C_D = \frac{18.5}{2.411228^{0.6}} = 10.910$$

ANEXOS

primer iteración	segunda iteración	tercer iteración
$V_s = 1.498(\text{pies/seg})$	$V_s = 2.058(\text{pies/seg})$	$V_s = 2.370(\text{pies/seg})$
$NR_e = 7.342$	$NR_e = 11.20$	$NR_e = 13.14$
$C_p = 6.69$	$C_p = 4.34$	$C_p = 3.943$
$V_{sc} = 2.09(\text{pies/seg})$	$V_{sc} = 2.370(\text{pies/seg})$	$V_{sc} = 2.488(\text{pies/seg})$

cuarta iteración	quinta iteración	sexta iteración
$V_s = 2.488(\text{pies/seg})$	$V_s = 2.532(\text{pies/seg})$	$V_s = 2.549(\text{pies/seg})$
$NR_e = 13.96$	$NR_e = 14.269$	$NR_e = 14.414$
$C_p = 3.603$	$C_p = 3.76$	$C_p = 3.73$
$V_{sc} = 2.532(\text{pies/seg})$	$V_{sc} = 2.549(\text{pies/seg})$	$V_{sc} = 2.558(\text{pies/seg})$

septima iteración	octava iteración
$V_s = 2.558(\text{pies/seg})$	$V_s = 2.558(\text{pies/seg})$
$NR_e = 14.414$	$NR_e = 14.479$
$C_p = 3.72$	$C_p = 3.72$
$V_{sc} = 2.558(\text{pies/seg})$	$V_{sc} = 2.558(\text{pies/seg})$

el realizar el cálculo de la tolerancia :

$$Tol = \left| \frac{2.558 - 2.559}{2.558} \right| 100 = 0.03\% \text{ como } Tol < 0.05\%, \text{ por lo tanto } V_s = 2.558(\text{pie/seg})$$

-Se determina la relación de transporte.

$$R_T = 0.70 = 70\%$$

CORRELACIÓN DE WALKER AND MAYES

$$hf = 0.375$$

$$\theta_{600} = 100$$

$$\theta_{300} = 60$$

$$d_p = 0.375[\text{pg}]$$

$$V_s = 90[\text{pie/min}] = 1.5[\text{pie/seg}]$$

$$\rho_t = 14[\text{lbm/gal}]$$

$$\rho_p = 21[\text{lbm/gal}]$$

-Determinación del esfuerzo de corte del fluido:

$$\tau_p = 7.9 \sqrt{h(\rho_p - \rho_t)}$$

$$\tau_p = 7.9 \sqrt{(0.375)(21 - 14)} = 12.7994$$

-Cálculo de la velocidad de corte del fluido

$$\gamma = \left(\frac{\tau_p \gamma}{k} \right)^{1/2}$$

$$\gamma = \left(\frac{12.7994}{0.60729} \right)^{1/2} = 62.721$$

-Determinación de la viscosidad aparente:

$$\mu_a = 479 \frac{\tau_p}{\gamma}$$

$$\mu_a = 479 \frac{12.7994}{62.721} = 97.748 \text{ [cp]}$$

-Suponer el rango del número de Reynolds: NRe > 100

-Determinación de la velocidad de asentamiento:

$$V_s = 2.19 \sqrt{h \left(\frac{\rho_p - \rho_f}{\rho_f} \right)}$$

$$V_s = 2.19 \sqrt{0.375 \left(\frac{21 - 14}{14} \right)} = 0.948 \left[\frac{\text{pie}}{\text{seg}} \right]$$

-Cálculo del número de Reynolds:

$$NRe = 928 \frac{d_p V_{sp_i}}{\mu}$$

$$NRe = 928 \frac{(0.379)(0.948)(14)}{97.748} = 47.754$$

como el NRe no cae dentro del rango, suponer un nuevo rango: NRe < 100

-Determinación de la velocidad de asentamiento:

$$V_s = 0.0203 \tau_p \sqrt{\frac{d_p \gamma}{\rho_f}}$$

$$V_s = 0.0203(12.7994) \sqrt{\frac{(0.379)(62.721)}{\sqrt{14}}} = 0.6895 \left[\frac{\text{pie}}{\text{seg}} \right]$$

-Cálculo del número de Reynolds:

$$NRe = 40.73$$

Como el NRe si cae en el rango supuesto, se justifica la utilización de la velocidad de asentamiento.

-Determinación de la relación de transporte:

APUNTES

$$R_T = 1 - \frac{0.6805}{1.5} = 0.54 = 54\%$$

CORRELACIÓN DE H. UDO ZEIDLER.**DATOS:**

$$D_{DE} = 1(\text{pg})$$

$$D_i = 0.379$$

$$\rho_r = 14(\text{lbm/gal})$$

$$\rho_p = 21(\text{lbm/gal})$$

$$k = 0.60729$$

$$n = 0.7365$$

$$V_a = 1.6(\text{pies/seg})$$

-Determinación del coeficiente de la velocidad de corte:

$$E(n) = (n + 5) \left(1.1 - 0.98\sqrt{1 - n^2} \right)$$

$$E(n) = (0.7365 + 5) \left(1.1 - 0.98\sqrt{1 - 0.7365^2} \right) = 2.507$$

$$F_v = f(n) \left[\frac{D_{DE}}{D_i} \right]^{E(n)} - \left(\frac{1-n}{n} \right) \left[\frac{D_{DE}}{D_i} \right]^{E(n)}$$

$$F_v = \left(\frac{1 - 0.7365}{2} \right) \left[\frac{1}{0.379} \right]^{2.507} = 1.5003$$

-suponer un valor de V_o :

$$V_a = V_o = V_{oe} = 1.6(\text{pies/seg})$$

-Determinar el NRep:

$$NRep = 0.6233 \frac{\rho D_{DE}^2 V_o^{2-n}}{g \mu F_v^{n-1}}$$

$$NRep = 0.62333 \frac{(21)(1.5)^{(2-0.7365)}}{(0.60729)(1.5003)^{(0.7365-1)}} = 44.974 \text{ -como el NRep esta en el rango}$$

de: $10 < NRep \leq 600$ determinar el coeficiente de arrastre:

$$C_D = \frac{31.5}{NRep} \left(1 + 0.03096 NRep^{1.046} \right)$$

$$C_D = \frac{31.5}{44.97426} \left(1 + 0.03096(44.974)^{1.046} \right)$$

-Determinar la velocidad de asentamiento:

$$V_s = 1.7390 \sqrt{\frac{(\rho_r - \rho_f) D_i}{\rho_f C_d}}$$

$$V_s = 1.7390 \sqrt{\frac{(21 - 15)(0.379)}{(14)(1.8578)}} = 0.55539 [\text{pie/seg}]$$

al comparar las velocidades supuesta y calculada se demuestra que no se tiene la tolerancia establecida ($Tol \leq 0.05\%$), por lo tanto se inicia el ciclo iterativo:

primer iteración:

$$NR_{ep} = 12.818$$

$$C_d = 3.8819$$

$$V_s = 0.66639 (\text{pie/seg})$$

segunda iteración:

$NR_{ep} = 8.5112$, como el NR_{ep} cae en otro rango ($1 < NR_{ep} \leq 10$) se modifica la expresión para el coeficiente de arrastre:

$$C_d = \frac{24}{NR_{ep}} (1 + 0.76 NR_{ep}^{0.44})$$

$$C_d = \frac{24}{8.51120} (1 + 0.76(8.51120)^{0.44}) = 11.2575$$

-Determinación de la velocidad de asentamiento:

$$V_s = 0.22962 (\text{pie/seg})$$

como sigue sin obtenerse el valor de tolerancia aceptable, se inicia otro ciclo iterativo:

primer iteración	segunda iteración	tercer iteración
$V_s = 0.22962 (\text{pie/seg})$	$V_s = 0.19461 (\text{pie/seg})$	$V_s = 0.17122 (\text{pie/seg})$
$NR_{ep} = 4.10$	$NR_{ep} = 3.10$	$NR_{ep} = 2.8$
$C_d = 18.8$	$C_d = 19.64$	$C_d = 20.717$
$V_{ac} = 0.19461 (\text{pie/seg})$	$V_{ac} = 0.17122 (\text{pie/seg})$	$V_{ac} = 0.166318 (\text{pie/seg})$

cuarta iteración	quinta iteración	sexta iteración
$V_s = 0.166318 (\text{pie/seg})$	$V_s = 0.164438 (\text{pie/seg})$	$V_s = 0.164438 (\text{pie/seg})$
$NR_{ep} = 2.70$	$NR_{ep} = 2.75$	$NR_{ep} = 2.73$
$C_d = 21.10$	$C_d = 21.38$	$C_d = 21.45$
$V_{ac} = 0.164438 (\text{pie/seg})$	$V_{ac} = 0.164438 (\text{pie/seg})$	$V_{ac} = 0.164438 (\text{pie/seg})$

Admisión

septima iteración	octava iteración	novena iteración
$V_s = 0.163425(\text{pies/seg})$	$V_s = 0.163442(\text{pies/seg})$	$V_s = 0.16325(\text{pies/seg})$
$NRe = 2.73$	$NRe = 2.72$	$NRe = 2.72$
$C_p = 21.48$	$C_p = 21.48$	$C_p = 21.48$
$V_{ac} = 0.163442(\text{pies/seg})$	$V_{ac} = 0.163250(\text{pies/seg})$	$V_{ac} = 0.163252(\text{pies/seg})$

finalmente al realizar el cálculo de Tol : $Tol = 0.01\%$ lo que justifica la finalización del ciclo iterativo:

-Determinar la relación de transporte:

$$R_T = 0.89 = 89\%$$

TESIS - ZARAGOZA -

TESIS URGENTES - LIBROS - MASTERS

Roberto Moya Sth.

CALIDAD Y PUNTUALIDAD

CALZ IGNACIO ZARAGOZA No. 874
LOCAL 1° COL. FEDERAL

A 3 CALLES DE METRO ZARAGOZA
MEXICO. O F TEL / FAX 521-98-00

IMPRESOS - MOYA -

TESIS URGENTES - LIBROS - MASTERS

Roberto Moya Sth.

CALIDAD Y PUNTUALIDAD

REP. DE CUBA No. 99-24
COL. CENTRO MEX., D.F.

TEL / FAX 521-98-00