



UNIVERSIDAD NACIONAL AUTONOMA DE MEXICO

**PROGRAMA DE MAESTRIA Y DOCTORADO EN
INGENIERIA**

FACULTAD DE INGENIERIA

**“DESARROLLO DE UN MODELO MECANISTICO
PARA PREDECIR LA EFICIENCIA DE LIMPIEZA
DE ARENA CON TUBERIA FLEXIBLE EN POZOS
INCLINADOS”**

T E S I S

QUE PARA OPTAR POR EL GRADO DE:

MAESTRO EN INGENIERIA

ING. PETROLERA Y GAS NATURAL - PERFORACION

P R E S E N T A:

ING. RODOLFO ENRIQUE LAREZ VASQUEZ

TUTOR:

M. en C. JAIME ORTIZ RAMIREZ



2005

JURADO ASIGNADO:

Presidente: Dr. Vicente Casariego González

Secretario: M. en I. Joaquín Mendiola Sánchez

Vocal: M. en C. Jaime Ortiz Ramírez

1er. Suplente: M. en C. José Manuel Reyes Aguirre

2do. Suplente: Dr. Fernando Samaniego Verduzco

Lugar donde se realizó la tesis:

Ciudad Universitaria, México, D.F.

TUTOR DE TESIS:

M. en C. Jaime Ortiz Ramírez

FIRMA

AGRADECIMIENTOS Y DEDICATORIAS

DOY GRACIAS A MIS PADRES:

Ronald José Lárez Romero

Daysi Vásquez de Lárez

Por todo el amor, las enseñanzas y el apoyo que me brindaron, que fueron bases imprescindibles para culminar mis estudios

**A LA FACULTAD DE INGENIERÍA,
DIVISIÓN DE ESTUDIOS DE
POSGRADO DE LA UNIVERSIDAD
NACIONAL AUTÓNOMA DE MÉXICO:**

Por todas las enseñanzas impartidas.

AL M. en C. JAIME ORTIZ:

Por toda la orientación brindada en la realización de este trabajo

A MIS SINODALES:

Dr. Fernando Casariego

M. en I. Joaquín Mendiola

M. en C. José Manuel Reyes

Dr. Fernando Samaniego Verduzco

Por todos sus valiosos comentarios y observaciones hechos a este trabajo

AL Ing. Martín Terrazas

Por el apoyo prestado en la realización de esta tesis

A MI HERMANO

Ronald José Lárez Vásquez

Por que siempre me ha dado su apoyo
en todo momento

A MIS AMIGOS Y COMPAÑEROS:

Luis Enrique Granado

María Laura Lárez

David Rojas

Juan Zaldivar

Plinio Badillo

Josué López

Oscar Castillo

Alonso Castillo

Por su amistad y colaboración

Y a todos aquellos que no recuerdo y que me brindaron su apoyo en todo momento, gracias.

DEDICO ESTA TESIS A:

**MI BELLA ESPOSA ROSIBEL DEL VALLE QUE GRACIAS A SU AMOR,
COMPRESIÓN, APOYO Y PACIENCIA, ME HA PERMITIDO ALCANZAR MIS
METAS TANTO PERSONALES COMO PROFESIONALES.**

TE AMO

CONTENIDO

LISTA DE FIGURAS	I
LISTAS DE TABLAS	III
RESUMEN	IV
CAPITULO	
1. INTRODUCCION.	1
2. ESTADO DEL ARTE DEL TRANSPORTE DE PARTICULAS.	5
2.1 ESTUDIOS RECIENTES – CORRELACIONES Y MODELOS.	5
2.1.1 Transporte de recortes de perforación	5
2.1.2 Limpieza de pozos con tubería flexible	15
3. BASES TEORICAS Y PARAMETROS QUE RIGEN EL COMPORTAMIENTO DE LAS PARTÍCULAS	17
3.1 DESARROLLO TEORICO DEL PROCESO DE LIMPIEZA DE POZOS	17
3.2 BASES TEORICAS	18
3.2.1 Fuerzas Fluido-partícula	18
3.2.1.1 Fuerza de Gravedad (F_G)	19
3.2.1.2 Fuerza de Flotación (F_B)	20
3.2.1.3 Fuerza de Levantamiento (F_L)	20
3.2.1.4 Fuerza de Arrastre (F_D)	21
3.2.1.5 Fuerza Normal (F_N)	22
3.2.2 Velocidad de asentamiento de la partícula	23

3.2.3 Patrones de flujo en el transporte de partículas	24
3.2.4 Caídas de presión por fricción	25
3.3 EFECTO DEL MOVIMIENTO DE LA TUBERÍA FLEXIBLE.	27
4. DESARROLLO DEL MODELO MATEMÁTICO.	28
4.1 CONTINUIDAD Ó CONSERVACIÓN DE MASA.	29
4.2 CONCENTRACIONES DE ARENA.	30
4.2.1 Concentración total.	30
4.2.2 Concentración de arena en la región de la cama de partículas	31
4.2.3 Concentración en la región de suspensión	31
4.3 VELOCIDAD MÍNIMA DE LA CAMA DE ARENA, U_{MIN}	33
4.4 ECUACIONES DE MOMENTUM PARA FLUJO PERMANENTE	35
4.5 NÚMERO DE REYNOLDS	41
4.6 CÁLCULO DE LAS ÁREAS Y LOS PERÍMETROS	41
4.7 SOLUCIÓN DEL MODELO	46
5. VALIDACION DE LOS RESULTADOS.	48
5.1 VALIDACIÓN CON EXPERIMENTOS.	48
5.2 VALIDACIÓN CON MODELOS ANTERIORES.	53
6. ANALISIS Y DISCUSIÓN DE LOS RESULTADOS	56
6.1 EFECTO DEL GASTO EN LA FORMACIÓN DE LA CAMA DE ARENA.	56
6.2 VELOCIDAD CRÍTICA.	57
6.3 EFECTO DEL ÁNGULO EN LA FORMACIÓN DE LA CAMA DE ARENA.	58
6.4 EFECTO DE LA VELOCIDAD DE LA TUBERÍA FLEXIBLE EN LA FORMACIÓN DE LA CAMA DE ARENA.	59

6.5 EFECTO DE LAS PROPIEDADES DEL FLUIDO EN LA FORMACIÓN DE LA CAMA DE ARENA.	60
6.6 EFECTO DEL ESPACIO ANULAR EN LA FORMACIÓN DE LA CAMA DE ARENA.	62
6.7 CAÍDAS DE PRESIÓN EN TF DE 2 3/8.	65
6.8 EFECTO DEL GASTO SOBRE LAS VELOCIDADES IN SITU DE LA CAMA DE ARENA Y DE LA SUSPENSIÓN.	66
6.9 EFECTO DEL NÚMERO DE REYNOLDS EN LA FORMACIÓN DE LA CAMA DE ARENA.	67
6.10 EFECTO DEL NÚMERO DE REYNOLDS EN LA VELOCIDAD DE LA CAMA DE ARENA.	68
6.11 EFECTO DEL GASTO SOBRE LA VISCOSIDAD EFECTIVA DEL FLUIDO LIMPIADOR.	69
6.12 EFECTO DEL ÁNGULO SOBRE EL MOVIMIENTO DE LA CAMA DE ARENA.	70
6.13 EFECTO DE LA VELOCIDAD VERTICAL SOBRE LA ALTURA DE LA CAMA DE ARENA.	71
7. CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES.	73
NOMENCLATURA	76
REFERENCIAS	79
APÉNDICE A. SOLUCIÓN DE LA ECUACIÓN DE DIFUSIÓN	A.1
APÉNDICE B. AREA DE LA REGIÓN DE SUSPENSIÓN	B.1

APÉNDICE C. CALCULO DE LOS PARAMETROS REOLOGICOS CON LAS LECTURAS DEL VISCOSIMETRO FANN	C.1
APÉNDICE D. DIAGRAMA DE FLUJO	D.1
APÉNDICE E. EJEMPLO DE CÁLCULO	E.1

LISTA DE FIGURAS

Figura	Página
2.1. Gráfico de factor Reológico para agujeros de 8 ½”	7
2.2. Gráfico de limpieza para agujeros de 8 ½”	8
2.3. Máxima ROP para perforación horizontal con agujero de 8-1/2”	9
3.1. Ilustración del proceso de limpieza de arena con tubería flexible	17
3.2. Fuerzas que actúan sobre una partícula en el seno de un fluido fluyendo.	19
3.3. Diagrama de Moody	26
4.1. Representación de las regiones de transporte: velocidades y esfuerzos de corte	28
4.2. Momento generado en un punto A por efecto de las fuerzas que actúan sobre a partícula	33
4.3. Fuerzas que actúan sobre la región de suspensión	36
4.4. Perímetros mojados de las regiones	37
4.5. Fuerzas que actúan sobre la región de la cama de arena	37
4.6. Representación esquemática de la geometría del pozo y de la tubería flexible	42
5.1 Representación esquemática del equipo usado por Li y Walker	47
5.2. Efecto del gasto en el área de la cama de arena. Comparación entre el experimento de Li y Walker ⁽³⁰⁾ y el modelo propuesto.	50
5.3. Comparación entre el modelo y los experimentos de Li y Walker ⁽³⁰⁾ , efecto del ángulo de inclinación en el área ocupada por la cama. Excentricidad de 100%, Q = 3 BPM y ROP = 10 m/hr.	50
5.4. Efecto de la velocidad de la herramienta en el área ocupada por la cama de arena. Comparación entre el modelo y los experimentos de Li y Walker ⁽³⁰⁾ ,.	51
5.5. Comparación entre el modelo de Hyun Cho y el modelo propuesto.	53

Figura	Página
6.1. Gasto vs el área ocupada por la cama de arena. Distintos ángulos de inclinación, TR de 5 ½ y TF de 2”.	56
6.2. Velocidad absoluta vs el área ocupada por la cama de arena. Distintos ángulos de inclinación, TR de 5 ½ y TF de 2” .	57
6.3. Angulo de inclinación vs el área ocupada por la cama de arena. Diferentes gastos, TR de 5 ½ y TF de 2”.	58
6.4. Efecto de la velocidad de la TF en la altura de la cama de arena. 90° de inclinación, Q = 3 BPM, TR de 5 ½ y TF de 2”.	59
6.5. Efecto de la las propiedades reológicas en pozos horizontales, TR 5 ½ y TF de 2”.	60
6.6. Efecto de las propiedades reológicas a diferentes ángulos, Q =5 BPM, TR de 5 ½ y TF de 2”.	61
6.7. Efecto del espacio anular en la altura de la cama de arena. TR de 5 ½ y 90° de inclinación.	62
6.8. Efecto del espacio anular en la altura de la cama de arena. TR 7” y 90° de inclinación.	63
6.9. Caídas de presión por fricción en TF de 2 3/8” con una longitud de TF de 1000 metros.	64
6.10. Perfil de velocidades de las regiones de suspensión y de la cama de arena. 90 grados, TR de 5 ½” y TF de 2”.	65
6.11. Efecto del Número de Reynolds sobre la altura de la cama de arena. TR de 5 ½” y TF de 2”.	66
6.12. Efecto del Número de Reynolds sobre la velocidad de la cama de arena. TR de 5 ½” y TF de 2”.	67
6.13. Efecto del gasto sobre la viscosidad efectiva.	68
6.14. Efecto de la velocidad vertical en la formación de la cama de arena.	70

LISTA DE TABLAS

Tabla	Página
5.1. Condiciones de operación del experimento de Li y Walker.	49
5.2. Parámetros usados en la simulación del modelo de Hyun Cho ⁽¹³⁾ y en el modelo propuesto.	52
5.3. Resultados de la simulación del modelo de Hyun Cho ⁽¹³⁾ y del modelo propuesto.	53
6.1. Parámetros usados en la simulación	54
6.2. Velocidad de la cama de arena a distintos ángulos de inclinación.	69

RESUMEN

Esta investigación se enfocó principalmente a un entendimiento mas profundo del comportamiento de las partículas de arena en el seno de un fluido, durante las operaciones de limpieza con tubería flexible (TF). La predicción efectiva del transporte de las partículas depende del correcto análisis en la interacción de todos los parámetros involucrados, gasto de limpieza, reología del fluido, exentricidad de la TF, diámetro de la TF, de la tubería de revestimiento (TR) y de la tubería de producción (TP), ángulo de inclinación, número de Reynolds. Se propuso un modelo de dos capas con dos fases (sólido y líquido), una capa que representa una cama de arena en la parte baja de la tubería, que puede o no estar en movimiento y otra capa heterogénea de fluido en la parte alta de la tubería. En particular el modelo describe, por balance de masa y de momentum, los procesos de transporte e incluye los parámetros relevantes mencionados anteriormente. Se elaboro un pequeño programa que permitió simular la interacción de los parámetros mencionados anteriormente y el posterior análisis de las mismas.

El parámetro que mayormente domina el mecanismo de transporte por circulación, es la velocidad anular de bombeo. En pozos altamente inclinados (mayores a 70 grados), la velocidad crítica es de 195 cm/s y la altura de la cama de arena no sufrirá variaciones al simular el cambio de inclinación. El número de Reynolds también es factor importante en pozos con ángulos superiores a 40°, en donde se deberán alcanzar regimenes turbulentos para una eficiente limpieza del pozo. El número de Reynolds no solo juega un papel importante en el mecanismo de levantamiento, también lo hace sobre el mecanismo llamado rodamiento o "rolling", con el cual también se pueden transportar las partículas de arena, en caso de que las condiciones de operación del pozo no permitan alcanzar los gastos necesarios para obtener la velocidad crítica de depositación de las partículas. Los resultados son comparados con resultados experimentales y modelos desarrollados con anterioridad, en donde se observó la congruencia y confiabilidad de los resultados.

1. INTRODUCCION

Muchos de los yacimientos importantes de hidrocarburos se encuentran en formaciones no consolidadas. Una vez que el pozo es puesto a producir se empieza a generar una cantidad importante de finos en el fondo de este, lo que obliga su intervención para sacar dichos finos del fondo del agujero. La limpieza de pozos es la principal aplicación que tiene la tubería flexible (TF) en la industria de los servicios a pozos, lo que representa alrededor del 50% de todas las operaciones con TF. La limpieza del pozo involucra la circulación de un fluido a través de la tubería flexible hacia el fondo del pozo, el fluido se mezcla con las partículas de arena y estas son llevadas hacia la superficie a lo largo del espacio anular formado entre la tubería flexible y la sarta de completación. El gasto de retorno debe ser lo suficientemente alto para transportar las partículas hacia la superficie, pero no debe exceder las presiones de trabajo permisibles en el pozo para no tener un efecto adverso sobre la formación.

La principal razón para realizar la remoción de finos del fondo del pozo es generalmente para restaurar la producción de un pozo. Adicionalmente, la remoción de finos puede ser necesaria para permitir el libre paso de alguna herramienta de servicios, o para remover algún material que puede interferir con los subsecuentes servicios al pozo o las operaciones de terminación.

Se han hecho esfuerzos para que esta tecnología sea mantenida al día de acuerdo a las exigencias actuales de la industria de los servicios y de acuerdo al incremento de la complejidad de las condiciones del pozo, como las altas inclinaciones, pozos muy profundos y condiciones de altas presiones y altas temperaturas. Nuevos equipos, herramientas, fluidos y métodos de limpieza han sido desarrollados para cumplir con los retos actuales. A pesar de esto y de existir una gran experiencia en la utilización de TF para remover los finos en los pozos con problemas de arenamiento, muchos pozos aún no son limpiados adecuadamente, algunos de ellos no son limpiados del todo, y en la mayoría de

ellos es muy frecuente que se presenten problemas significativos como lo es la pega de tubería.

En muchos casos, luego de finalizadas las operaciones de limpieza, no se puede detectar con facilidad si los finos fueron removidos totalmente debido a que estos se distribuirán a lo largo de la sección inclinada del pozo, dejando suficiente seccional transversal para una producción satisfactoria del pozo. Sin embargo, pozos parcialmente limpiados requerirán que las operaciones de limpieza sean repetidas en intervalos de tiempo muy cortos y se podrán presentar problemas cuando otras herramientas sean corridas dentro del pozo. Si las operaciones de limpieza son repetidas con frecuencia, se incrementará el tiempo de inactividad del pozo y los costos de mantenimiento, todo esto se traducirá en pérdidas de tiempo y dinero.

Las causas por las cuales fallan las operaciones de limpieza generalmente son atribuidas a las severas condiciones del pozo, a una inadecuada planificación, errores del operador y fallas en el equipo. Pero la inadecuada planificación es la causa más usual por la cual las operaciones de limpieza son fallidas. La deficiencia más frecuente en la planificación esta relacionada al diseño de la limpieza. Se han hecho muchos esfuerzos dirigidos a la principal dificultad encontrada durante estas operaciones, el comportamiento de las partículas de arena durante las operaciones de limpieza, es decir el transporte de partículas. El adecuado entendimiento de este fenómeno en con una buena selección del fluido, un gasto adecuado y una adecuada configuración de las toberas, tendrá un impacto significativo en la frecuencia de falla de las operaciones de limpieza de pozos con tubería flexible.

La limpieza de arena con tubería flexible es similar a la limpieza de pozos durante las operaciones de perforación, pero existen diferencias obvias en la escala y las condiciones de operación. En términos mecánicos y de modelaje las principales diferencias se podrían resumir en que la tubería es rotada durante la perforación,

durante las operaciones de limpieza de arena es recomendable alcanzar regímenes de flujo turbulentos, los recortes de perforación tienen mayores dimensiones que los finos, las diferencias de escalas en cuanto a la tubería de revestimiento y a la tubería de producción son notables, pero sin embargo la diferencia más importante está en la reología de los fluidos utilizados para el acarreo de las partículas. Los fluidos de perforación usualmente tienen esfuerzos de cedencia para soportar los recortes mientras no exista bombeo de fluido mientras se añaden stands de tuberías. Los fluidos usados en la limpieza de finos generalmente no tienen porque tener esta característica ya que el bombeo deberá ser continuo.

Para realizar una predicción efectiva del transporte de partículas en pozos inclinados, debe ser analizada la interacción de los distintos parámetros que afectan el proceso. El desarrollo de esta tesis está dirigido principalmente al entendimiento del comportamiento de las partículas de arena en el seno de un determinado fluido dentro del pozo.

Este trabajo se centra principalmente en determinar los efectos que tienen los siguientes parámetros en el transporte de finos desde el fondo del pozo hasta la superficie:

- I) Concentración de partículas dentro del agujero, así como la posible formación de una cama de finos.
- II) Gastos y reología del fluido, incluyendo agua y fluidos de ley de potencia.
- III) Excentricidad de la tubería flexible, la cual generalmente se posiciona en la parte baja del agujero en pozos inclinados.
- IV) Diferentes diámetros de tubería flexible y diferentes ángulos de inclinación del pozo.

V) Pérdidas de presión por fricción por efecto del flujo.

Una vez que sean analizados todos estos parámetros, se desarrollará el modelo matemático que permita predecir el comportamiento de las partículas de arena en un determinado fluido y se realizará la programación en lenguaje Excel y Visual Basic. En resumen los objetivos de este trabajo son:

- 1) Analizar la interacción de los parámetros que afectan la limpieza de finos en pozos inclinados.
- 2) Desarrollar un modelo matemático que permita predecir el comportamiento de la limpieza de pozos con problemas de arenamiento mediante el uso de tubería flexible.
- 3) Determinar la eficiencia de la limpieza de arena con tubería flexible con distintas condiciones de operación, determinando así la velocidad crítica del fluido, diámetro crítico de la tubería flexible y las propiedades óptimas del fluido limpiador.

La tesis está estructurada en 7 capítulos, los cuales son: El capítulo en desarrollo (1) el cuál presenta las generalidades, el planteamiento del problema y los objetivos a desarrollar. El capítulo 2 está dirigido a presentar el estado del arte del transporte de partículas, en el cual se hace una detallada revisión bibliográfica para mostrar los principales avances en lo que a transporte de partículas se refiere, tanto en la perforación como en operaciones de limpieza. En el capítulo 3 se describe en forma detallada las bases teóricas de la formulación del modelo matemático así como la descripción de todos los parámetros que afectan el proceso. El capítulo 4 muestra el desarrollo del modelo matemático y el desarrollo del simulador. La validación de los resultados son presentados en el capítulo 5. El análisis y discusión de los resultados son desarrollados en el capítulo 6 y finalmente las conclusiones y recomendaciones son mostradas en el capítulo 7.

2. ESTADO DEL ARTE DEL TRANSPORTE DE PARTICULAS

El enfoque principal de este trabajo es el de modelar el comportamiento de las partículas de arena durante la limpieza de pozos con tubería flexible, pero cabe recordar que existe una similitud entre el comportamiento de estas partículas y los recortes de perforación durante las operaciones de perforación, sin dejar a un lado las diferencias existentes en cuanto a escala y condiciones de operación. Debido a esto, también se hace necesario la revisión de los estudios más importantes realizados hasta los momentos en lo que respecta al transporte de recortes durante la perforación.

Durante los últimos 20 años, se han registrado numerosas publicaciones acerca de estos temas. La mayoría han proporcionado estudios cualitativos y normas generales de campo, mientras algunas presentan resultados de proyectos de modelaje, que pueden ser usados para ayudar al ingeniero de campo en el entendimiento y la optimización de las operaciones de perforación y de las operaciones de limpieza con tubería flexible.

2.1 Estudios recientes – Correlaciones y modelos

En esta sección se hará referencia a los estudios realizados en los años 90 y 2000. Se realizaron estudios experimentales en pozos a escala que permitieron visualizar el efecto de los distintos parámetros involucrados en el transporte de partículas, bajo diferentes condiciones.

2.1.1 Transporte de recortes de perforación

En 1990 Peden, Ford y Oyeneyn⁽⁶⁾, realizaron un estudio experimental en un pozo simulado con el objetivo de estudiar el transporte de recortes en pozos inclinados, incluyendo los efectos de rotación y excentricidad. El simulador fue diseñado para

permitir la variación de la geometría del pozo en términos del espacio anular, obtener el ángulo de inclinación requerido y simular la excentricidad de la tubería de perforación. Adicionalmente el equipo esta dotado de un motor que permite la simulación de la rotación de la TP. El estudio estuvo basado en el estudio de la velocidad crítica de transporte (VCT) la cual presume que el pozo puede ser limpiado con eficiencia si el valor es igual o superior a esta. Los resultados mostraron la gran influencia que tienen el nivel de excentricidad, el tamaño del anular, la reología del fluido y el régimen de flujo sobre la VCT. Las conclusiones más importantes que se obtuvieron de este estudio son:

- El ángulo de inclinación tiene un fuerte efecto sobre la limpieza del agujero.
- Para los mecanismos de transporte de suspensión y rodamiento, las peores situaciones ocurren en los ángulos comprendidos entre 40 y 60 grados, pero estos mecanismos también son una función de la reología del fluido, la geometría del pozo, el tamaño de los recortes y la velocidad de rotación.
- Un espacio anular pequeño requiere de una baja VCT. La eficiencia en la limpieza del agujero también depende del grado de turbulencia en el anular.
- En espacios anulares grandes, la rotación de la tubería de perforación no tiene un efecto significativo en la limpieza del agujero.
- Los recortes pequeños son transportados eficientemente en todos los ángulos de inclinación usando un fluido de baja viscosidad, mientras que los recortes mas grandes y ángulos comprendidos de 0 a 50 grados, son transportados de manera más eficiente con fluidos de alta viscosidad.

En 1992, Luo, y Berns⁽⁹⁾, presentaron una serie de gráficos para determinar los requerimientos de limpieza de agujeros en pozos desviados. Estos gráficos empíricos fueron desarrollados basándose en pruebas de laboratorio, en donde se estimaron los gastos críticos requeridos para prevenir la acumulación de una “cama de recortes”. También se basaron en el análisis de fuerzas que actúan sobre los recortes y en el análisis de los grupos adimensionales asociados. El modelo puede ser usado para determinar la máxima velocidad de penetración (ROP) segura a la cual puede operar el pozo con el gasto actual, y de esta manera prevenir la formación de una cama de recortes estacionaria en la parte baja del agujero. El modelo fue validado con los datos experimentales obtenidos de un modelo físico de 8” de diámetro y también con datos de campo de agujeros de 8-1/2”, 12-1/4” y 17.1/2”. Las figuras 2.1. 2.2 y 2.3 muestran los gráficos desarrollados.

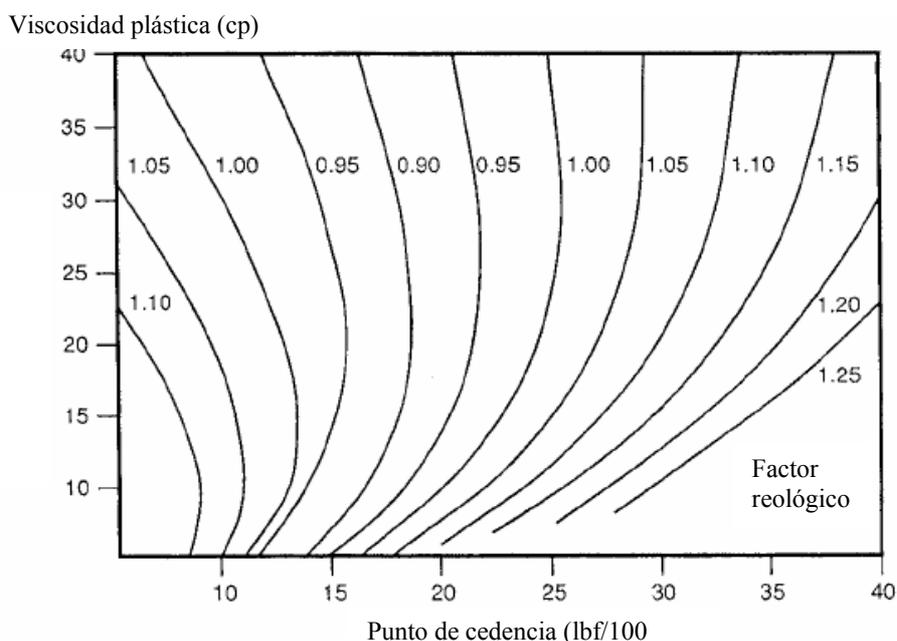


Figura 2.1. Gráfico de factor Reológico para agujeros de 8 1/2”⁽⁹⁾

Con la figura 2.1 se puede determinar el factor reológico usado en la ecuación 2.1. Este se determina con la viscosidad plástica y el punto de cedencia del fluido de perforación.

En la figura 2.1 se muestra que dependiendo de la combinación de la viscosidad plástica y el punto de cedencia, puede ser obtenido un factor reológico. Basado en este factor reológico, el gasto de bombeo del lodo en el pozo y la densidad de lodo puede ser calculado el índice de transporte. Con este índice y el ángulo de inclinación, es obtenido de la figura 2.2 la velocidad de penetración (ROP), a la cuál los recortes de perforación pueden ser transportados adecuadamente sin presentar problemas considerables en la perforación.

$$\text{Índice de Transporte} = \frac{Q \times \rho_{\text{lodo}} \times \text{Factor Reológico}}{100} \quad (2.1)$$

Máxima ROP (m/hr)

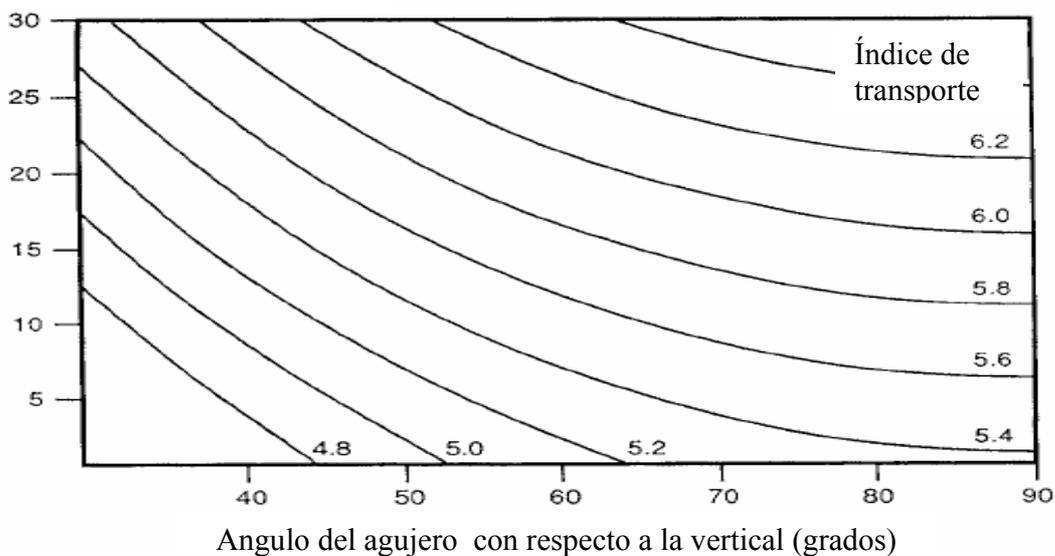


Figura 2.2. Gráfico de limpieza para agujeros de 8 1/2"⁽⁹⁾

La figura 2.2 permite determinar la máxima ROP con la cuál se puede obtener una eficiente limpieza del agujero con un determinado ángulo y un gasto de limpieza el agujero

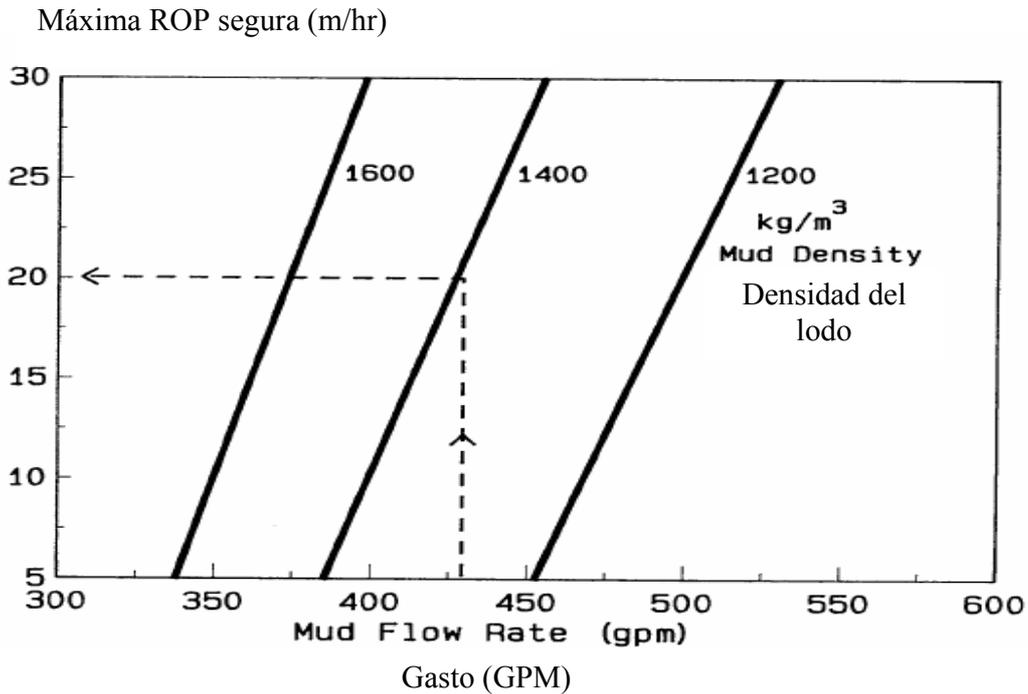


Figura 2.3. Máxima ROP para perforación horizontal con agujero de 8-1/2”⁽⁹⁾

La figura 2.3 muestra la máxima velocidad de penetración (ROP) segura para un rango de densidades de lodos y distintos gastos de operación.

En ese mismo año Martins y Santana⁽⁵⁾ desarrollaron un modelo mecánico para describir el comportamiento de sólidos en fluidos newtonianos para pozos inclinados y horizontales. El modelo consistió en la configuración de dos capas, la capa superior representaría una mezcla heterogénea y la capa inferior una “cama de recortes”. Este modelo está basado en la ley de la conservación de la masa y momento lineal en una relación constitutiva la cual describe la interacción entre las dos fases y entre cada fase y las paredes del agujero. Entre las suposiciones más relevantes se puede mencionar que: No hay transferencia de masa entre la fase líquida y la sólida, el sistema sólido-líquido es incompresible y los parámetros reológicos son los mismos que los del fluido, el efecto gravitacional es despreciable y la altura de la interfase entre las dos capas es constante en la sección anular estudiada. El modelo fue aplicado a varios comportamientos de

flujo que caracterizan el flujo horizontal sólido-líquido. Se llegó a la conclusión principal de que el incremento de la densidad del fluido y el gasto son efectivos para solucionar los problemas de transporte de recortes en pozos altamente inclinados.

En 1993 se publicó un estudio realizado por Larsen, Pilehvari y Azar⁽³⁾, Basado en una experiencia práctica de alrededor de 700 pruebas realizadas en el modelo a escala del pozo que se encuentra en la Universidad de Tulsa, con recortes de perforación de tres tamaños diferentes (0.275 pulg, 0.175 pulg y 0.09 pulg). El estudio se basó principalmente en el análisis de la velocidad crítica de transporte simulando distintas relaciones de penetración con la incorporación de distintos volúmenes de recortes. Los datos fueron generados a ángulos de inclinación desde 55° hasta 90° de la vertical. Como producto final del estudio se desarrollaron correlaciones para la predicción de la velocidad de transporte de recortes, la velocidad de transporte crítica y la concentración de recortes debido a las características del flujo en el espacio anular. Las expresiones derivadas para la velocidad del recorte y la velocidad de resbalamiento son:

$$U_{cut} = \frac{1}{\left(1 - \left(\frac{D_{pipe}}{D_{hoyo}}\right)^2\right) \left(0.64 + \frac{18.16}{ROP}\right)} \quad (2.2)$$

$$\bar{U}_{slip} = 0.00516 \mu_a + 3.006 \quad \mu_a \leq 53 \text{ cp} \quad (2.3)$$

$$\bar{U}_{slip} = 0.02554(\mu_a - 53) + 3.28 \quad \mu_a > 53 \text{ cp} \quad (2.4)$$

Posteriormente se introdujeron varios factores de corrección en cuanto al ángulo de inclinación, el tamaño de los recortes y el peso del lodo:

$$FC_{\text{angulo}} = 0.0342\alpha - 0.000233\alpha^2 - 0.213 \quad (2.5)$$

$$FC_{\text{tamaño recorte}} = -1.04d_p + 1.286 \quad (2.6)$$

$$FC_{\text{densidad lodo}} = 1 - 0.0333(\rho_{\text{lodo}} - 8.7) \quad \rho_{\text{lodo}} > 8.7 \quad (2.7)$$

$$FC_{\text{densidad lodo}} = 1 \quad \rho_{\text{lodo}} \leq 8.7 \quad (2.8)$$

Por lo tanto la velocidad de resbalamiento de la partícula es corregida multiplicando estos tres factores de corrección por el valor de la velocidad. Luego la velocidad crítica del fluido será la velocidad de resabalamiento corregida sumada a la velocidad del recorte de la ecuación 2.2. Las unidades de los diámetros son en pulgadas, la ROP en ft/hr, la viscosidad en cP y las densidades en lb/gal para así obtener el valor de la velocidad en ft/s.

En 1994, Marco Rasi⁽⁸⁾ desarrollo una “herramienta para la limpieza del agujero” para pozos de alto ángulo. Esta herramienta fue desarrollada usando una combinación de modelos analíticos basados en los principios de mecánica de fluidos, datos experimentales y datos de campo. La “herramienta” permite establecer los requerimientos de bombeo, la optimización en la selección de la reología de los fluidos de perforación y configuraciones de la sarta de perforación para minimizar los problemas asociados con la existencia de una “cama de recortes”. El trabajo se enfoco principalmente a los problemas resultantes de la acumulación de los recortes de perforación en la parte baja del agujero con inclinaciones mayores a 50°.

Clark y Bickham, en 1994⁽²⁾, presentaron un modelo de transporte de recortes basados en las relaciones mecánicas de los fluidos. Establecieron que existen dos

modos principales para el transporte de los recortes de perforación. Para pozos de alto ángulo (con respecto a la vertical), el mecanismo de transporte es el rodamiento de las partículas. Para pozos verticales y con ángulos intermedios el mecanismo es de. Este modelo hace una combinación de estos mecanismos para predecir fácilmente el transporte de recortes en cualquier configuración de pozos. Para el mecanismo de rodamiento, la ecuación que gobierna la velocidad crítica es:

$$U_{rolling} = \sqrt{\frac{4[3\tau_y(\phi + (\pi/2 - \phi)\text{sen}^2\phi - \cos\phi\text{sen}\phi)g\phi + d_p g(\rho_s - \rho_f)(\cos\alpha + \text{sen}\alpha\text{tg}\phi) - d_p \Gamma]}{3\rho_f(C_D + C_L\text{tg}\phi)}} \quad (2.9)$$

Ecuación que gobierna la velocidad crítica por el mecanismo de levantamiento:

$$U_{lifting} = \sqrt{\frac{4[3\tau_y(\phi + (\pi/2 - \phi)\text{sen}^2\phi - \cos\phi\text{sen}\phi) + d_p g(\rho_s - \rho_f)\text{sen}\alpha]}{3\rho_f C_L}} \quad (2.10)$$

Donde: ϕ es el ángulo de reposo de la partícula, τ_y es el esfuerzo de cedencia del lodo, α es el ángulo del pozo con respecto a la vertical, C_D es el coeficiente de arrastre, C_L es el coeficiente de levantamiento y Γ es el gradiente de presión

En 1996 Martins, Lourenco y Campos⁽⁴⁾ desarrollaron una serie de pruebas en un modelo a escala de un pozo horizontal, las cuales tuvieron como objetivo principal el estudio de la erosión del cama de recortes depositada en la parte baja del anular en la sección horizontal. Se utilizó un aparato experimental que consiste de una sección de 12 metros de largo de un tubo acrílico, donde un tubo de PVC es introducido concéntricamente o excéntricamente. Como representación del recorte se utilizaron areniscas de distintos diámetros. Fueron desarrolladas un grupo de correlaciones, basadas en los datos experimentales, para predecir la altura de la

cama y el gasto crítico para removerlo como función de varias variables independientes.

En 1998, Santana y Martins⁽¹²⁾ desarrollaron un modelo de dos capas para simular el flujo estratificado de los recortes de perforación en pozos altamente inclinados y horizontales, el cual consistió en el análisis de las ecuaciones de momentum para las dos capas estudiadas, la primera en la parte baja de la pared del pozo formada por una cama estática de recortes de perforación y una segunda capa que representa el fluido de perforación con recortes en suspensión fluyendo en la parte alta del agujero. El estudio toma en cuenta los distintos patrones de flujo que se pueden presentar en el flujo del sistema sólido-líquido en espacio anular horizontal o altamente inclinado. Se tomaron en cuenta 5 diferentes modelos reológicos lo que enfatizó la importancia de la reología del fluido en el transporte de partículas y de la adecuada selección del modelo reológico a la hora de la simulación.

En 1999, Rubiandini⁽¹⁰⁾, desarrolló una ecuación para determinar la velocidad mínima del lodo para la limpieza de pozos horizontales e inclinados basándose en los resultados obtenidos en los experimentos de Larsen⁽³⁾, en la velocidad de asentamiento de Moore⁽¹⁾ para pozos verticales y en los experimentos de Peden⁽⁶⁾. En el estudio se consideraron tres parámetros principales que influyen el transporte de recortes: 1) la velocidad de resbalamiento, a la cual los recortes comienzan a depositarse, 2) la velocidad del recorte, la cual es la velocidad de caída de los mismos, y 3) la velocidad mínima, que es la suma de la velocidad del recorte y la velocidad de resbalamiento, y es la velocidad a la cual los recortes pueden ser levantados y llevados a la superficie. El resultado fue una nueva ecuación para predecir la velocidad del lodo mínima para una eficiente limpieza del agujero donde se introduce un nuevo factor de corrección el cual toma en cuenta las revoluciones por minuto (RPM) de la sarta de perforación:

$$U_{\min} = U_{cut} + \left[1 + \frac{\alpha \cdot (600 - RPM)(3 + \rho_f)}{202500} \right] \bar{U}_{slip} \quad \alpha \leq 45^\circ \quad (2.11)$$

$$U_{\min} = U_{cut} + \left[1 + \frac{\alpha \cdot (600 - RPM)(3 + \rho_f)}{4500} \right] \bar{U}_{slip} \quad \alpha > 45^\circ \quad (2.12)$$

En ese mismo año Kamp y Rivero⁽¹¹⁾ desarrollaron un modelo de dos capas, una que simula el movimiento de una cama de recortes empacada en la parte baja de la tubería y otra que simula el movimiento de una capa heterogénea de lodo y recortes. El modelo está basado en principios físicos fundamentales como la ley de continuidad y momentum. Fue usado para realizar simulaciones numéricas, prediciendo la altura de la cama de recortes, las caídas de presión y las velocidades de transporte a diferentes razones de penetración y gastos de bombeo del lodo. Sin embargo este modelo sobre predice el comportamiento de los recortes a distintos gastos de bombeo, es decir al comparar los resultados del modelo para gastos críticos con resultados reales, estos resultan muy superiores a los manejados en la realidad⁽¹¹⁾.

En el año 2000 Huyn Cho, Shah y Osinsaya⁽¹³⁾ desarrollaron un modelo matemático de tres capas para pozos inclinados y horizontales. La primera capa representa una cama estática de recortes, la segunda una cama en movimiento de recortes y la tercera representa el fluido de perforación con recortes en suspensión. Las tres capas estarán presentes en la sección horizontal o inclinada del pozo, mientras que en la sección de incremento de ángulo solo estarán presentes dos capas, una cama de recortes en movimiento y la capa de los recortes e suspensión, mientras que en la parte vertical del pozo el mecanismo de transporte solo estará gobernado por la suspensión de los recortes en el fluido de perforación. Concluyeron que las reglas de dedo en cuanto a las velocidades anulares de los fluidos de perforación (2 a 3 ft/s) tenían que ser eliminadas para la

perforación horizontal con tubería flexible, ya que recomendaron valores entre 3.5 y 4.5 ft/s para lograr una eficiente limpieza del agujero.

2.1.2 Limpieza de pozos con tubería flexible

En los años 1994 y 1995 Hongren Gu y I.C. Walton ^(14,15) desarrollaron para Schlumberger un simulador para las operaciones de limpieza de pozos con tubería flexible que modelaba el proceso de transporte de masa que ocurre en estas de operaciones. Este podía predecir la formación de una cama de recortes durante las operaciones de limpieza. Las caídas de presión a través de todo el sistema también fueron tomadas en cuenta. El principal objetivo de su trabajo era predecir como los finos eran transportados en una sección desviada del pozo y determinar cual era el gasto requerido para limpiar el pozo.

En 1995, Gary y Walton ⁽¹⁶⁾, desarrollaron dos nuevas herramientas de computación para asistir al ingeniero en el diseño y evaluación de los tratamientos de bombeo con tubería flexible. Las herramientas optimizan los fluidos, los gastos y los tiempos de limpieza, considerando el efecto de la desviación del pozo, el influjo del yacimiento, la mezcla de gases de la formación con el fluido limpiador y otros aspectos de la operación.

En el año 2000 Medjani y Shah⁽¹⁷⁾ desarrollaron un estudio enfocado a determinar las pérdidas de presión por fricción ocasionadas por fluidos no newtonianos fluyendo a través de una tubería flexible, incluyendo los efectos de la concentración de fluido y la influencia de la curvatura y la longitud de la tubería flexible. Realizaron algunos experimentos con tres soluciones poliméricas para así predecir las pérdidas de presión por fricción debido al comportamiento del flujo a través de una tubería flexible de 2 3/8". A pesar de los buenos resultados obtenidos, los autores recomendaron que el simulador desarrollado debía ser

validado con otros estudios experimentales en donde se utilicen otra clase de fluidos y dimensiones distintas de tubería flexible.

Walker y Li⁽¹⁸⁾ en el 2001 realizaron un estudio experimental en un circuito cerrado de flujo diseñado para simular las operaciones relimpieza en un pozo. Este aparato consistía en una tubería transparente de 20 pies con un diámetro de 5 pulgadas que simulaba el agujero y otra tubería interna de acero de 1 ½ pulgada que simulaba la tubería flexible. Fueron realizadas numerosas pruebas de laboratorio para estudiar el efecto producido por el “wiper trip” o viaje limpiador en el acarreo de las partículas de arena durante las operaciones de limpieza de pozos, además de estudiar la influencia de varios parámetros como el tipo de tobera, el tamaño de la partícula, el tipo de fluido y el ángulo de desviación. Los resultados indicaron que: 1) Comparado con la limpieza de pozos con circulación estacionaria, el uso del viaje limpiador produce un mejor efecto en la limpieza de arena. 2) Para una condición dada de operación, hay una velocidad óptima para el viaje limpiador a la cual los sólidos pueden ser removidos completamente.

Durante los años 2002 y 2003 Ovesen, Engel y Walter^(20,21,22) realizaron estudios basados en simuladores de limpieza de pozos y pruebas experimentales para mejorar la limpieza de arena con tubería flexible en pozos inclinados, utilizando distintas técnicas como tuberías flexibles de diámetro pequeño, técnicas de jeteo, tuberías concéntricas y viajes limpiadores. En 2004 Radovan Rolovic, Xiaowei Weng, Stephen Hill y otros⁽¹⁹⁾ realizaron otro estudio experimental con tuberías transparentes de 3.5 pulg y 7 pulg, con varios ángulos de inclinación, con un rango determinado de boquillas y fluidos con distintas propiedades. El estudio se enfocó principalmente en determinar la habilidad de varios fluidos para transportar los sólidos a través de largas distancias. El software desarrollado se basó principalmente en los resultados obtenidos en los experimentos y también se tomó en cuenta los efectos de presión y temperatura en la pérdida de capacidad de acarreo de finos por algunos fluidos estudiados.

3. BASES TEORICAS Y PARAMETROS QUE RIGEN EL COMPORTAMIENTO DE LAS PARTÍCULAS

3.1 DESARROLLO TEORICO DEL PROCESO DE LIMPIEZA DE POZOS

La figura 3.1 ilustra el proceso de limpieza de pozos con tubería flexible en un pozo desviado. Durante la limpieza, un fluido es bombeado a través de la tubería flexible. El gasto y la velocidad del fluido dependerá de la fricción generada por el flujo y de la presión de bombeo disponible. Cuando el fluido sale por las toberas, el chorro agita los finos y origina que estos se mezclen con el fluido limpiador y sean suspendidos temporalmente como el resultado de una fuerte turbulencia. En un pozo desviado u horizontal, los sólidos viajaran con el fluido a través del espacio anular formado por la tubería de producción y la tubería flexible y generalmente tenderán a asentarse en la parte baja del agujero formando una cama de sólidos , a menos que la velocidad anular exceda la velocidad crítica necesaria para mantener las partículas en suspensión, arriba de la cual la turbulencia o la fuerza de corte asociada con el flujo del fluido será lo suficientemente alta como para evitar que sea formada una cama de partículas.

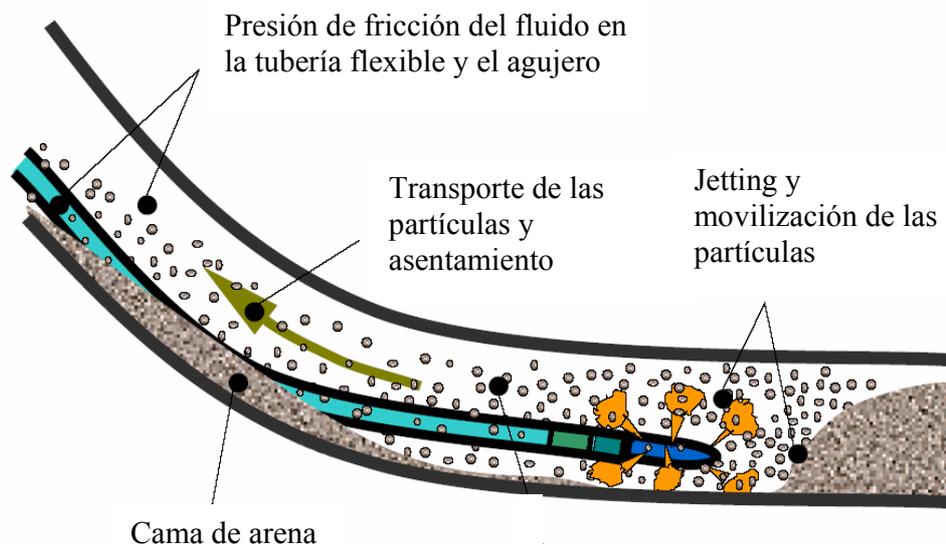


Figura 3.1. Ilustración del proceso de limpieza de arena con tubería flexible

El tiempo que los finos puedan ser transportados sin que estos se asienten en la parte baja del agujero, dependerá de las propiedades del fluido, del tamaño de la partícula y su densidad, del gasto, de la excentricidad y del diámetro del pozo y de la tubería flexible.

A medida que los partículas caen, la altura de la cama de arena aumentará gradualmente y el área abierta al flujo decrecerá, causando que la velocidad de flujo incremente alcanzando la velocidad crítica y evitando que el resto de la partículas se depositen, aparentando ser el gasto óptimo para una eficiencia en la limpieza del agujero, sin embargo se estarían dejando grandes cantidades de finos dentro del pozo ocasionando nuevos trabajos de limpieza en el corto plazo o la pega de la tubería flexible durante el proceso, por lo cual se hace muy importante realizar una buena planeación del proceso.

Una vez que los sólidos se depositan en la parte baja del agujero, la única forma de sacarlos es halando la tubería flexible hacia fuera del pozo y bombeando el fluido a cierto gasto, lo que ocasiona que las partículas cerca de las toberas se vuelvan a mezclar con el fluido y puedan ser llevadas fuera del pozo. Esto se conoce con el nombre de “wiper trip” o viaje limpiador.

3.2 BASES TEORICAS

3.2.1 Fuerzas Fluido-partícula

Para entender el mecanismo del transporte de partículas, primeramente se deben analizar las fuerzas que actúan sobre la partícula de arena en el seno de un fluido. Se podría decir que existen dos clases de fuerzas actuando sobre la partícula:

a. Las fuerzas que tienden mantener asentadas a las partículas en la parte baja del agujero. La fuerza de gravedad, la cual causa que la partícula caiga para formar una cama de arena y una fuerza denominada normal ejercida por la columna de partículas que se encuentran sobre la partícula en consideración

b. Las fuerzas que tienden a mover a la partícula fuera de la cama de arena. Estas incluyen la fuerza de levantamiento, la fuerza de arrastre y la fuerza de flotación.

En la siguiente figura se muestran una cama de partículas que se ha formado en la parte baja de la pared de un pozo inclinado, con un ángulo α . Si las fuerzas dinámicas que actúan sobre la cama de partículas pueden ser calculadas como una función de la velocidad local del fluido, U_L , entonces también se podrá determinar la velocidad necesaria del fluido para disolver la cama de partículas

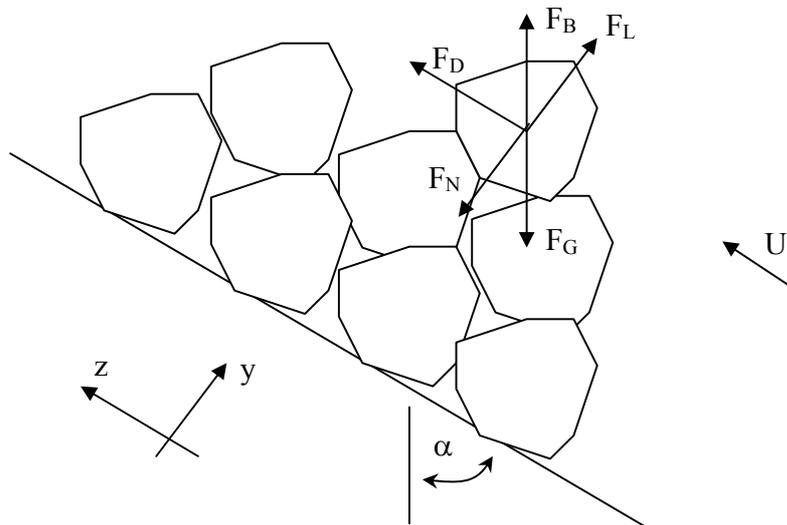


Figura 3.2. Fuerzas que actúan sobre una partícula en el seno de un fluido fluyendo

3.2.1.1 Fuerza de Gravedad (F_G)

Esta siempre ejerce una fuerza que trata de asentar o mantener asentados a las partículas de arena en la parte baja de la tubería y puede ser expresada como:

$$F_G = \left(\frac{\pi d_p^3}{6} \right) \rho_s g \quad (3.1)$$

En un pozo desviado esta fuerza es descompuesta en dos componentes:

$$F_{Ga} = F_G \cos \alpha \quad (\text{Paralela al eje del pozo}) \quad (3.2)$$

$$F_{Gva} = F_G \sin \alpha \quad (\text{Perpendicular al eje del pozo}) \quad (3.3)$$

Bajo la acción de la componente F_{Gva} de la fuerza de gravedad, las partículas de arena tienden a mantenerse en la parte baja de la pared del anular. Pero bajo la acción de la componente F_{Ga} de la fuerza de gravedad, las partículas tienden a deslizarse hacia el fondo del pozo.

3.2.1.2 Fuerza de Flotación (F_B)

La fuerza de flotación es la fuerza generada por el fluido para mantener a la partícula en suspensión, esta actúa de forma perpendicular con respecto a la horizontal y contraria a la fuerza de gravedad⁽²⁶⁾. La fuerza de flotación queda expresada de la siguiente manera:

$$F_B = \left(\frac{\pi d_p^3}{6} \right) \rho_f g \quad (3.4)$$

3.2.1.3 Fuerza de Levantamiento (F_L)

Esta es la fuerza que tiende a levantar las partículas de arena. Esta es definida como la fuerza ejercida sobre un cuerpo en la dirección normal por un fluido fluyendo. La fuerza de levantamiento puede ser generada por dos razones. La primera es por la velocidad asimétrica del fluido alrededor de la partícula, de esta manera, donde quiera que esté localizada la partícula, se generará un gradiente de velocidad y un gradiente de presión alrededor de esta. La segunda razón es por las fluctuaciones de velocidad instantánea generada como el resultado de un

régimen de flujo turbulento y esto es siempre normal a la dirección del flujo⁽²⁶⁾. Esta fuerza es representada por la siguiente expresión:

$$F_L = C_L \frac{\pi d_p^2}{8} \rho_f U_f^2 \quad (3.5)$$

Para determinar el coeficiente de levantamiento, C_L , se han realizado numerosos experimentos. Para flujo laminar Saffman⁽²³⁾ desarrolló un modelo para determinar la fuerza de levantamiento en donde el coeficiente de levantamiento ya está implícito:

$$F_L = 1.615 \mu^{0.5} d_p^2 \rho_f^{0.5} U_f \gamma^{0.5} \quad (3.6)$$

La fuerza de Levantamiento de esta correlación esta expresada en Newton.

Clark y Binckman⁽²⁾ introdujeron un coeficiente de levantamiento para flujo turbulento. Ellos presentaron los resultados de las fuerza dinámicas debido al flujo actuando en una corriente turbulenta de agua fluyendo sobre una cama de partículas. El coeficiente esta dado por:

$$C_L = 0.09 \quad (3.7)$$

3.2.1.4 Fuerza de Arrastre (F_D)

La fuerza de arrastre consiste en un arrastre viscoso o de película, el cual es el resultado de la viscosidad del fluido, y un perfil de arrastre o forma, el cual es la resistencia del fluido contra el cuerpo de la partícula⁽²⁶⁾. A bajos números de Reynolds de la partícula (menor a 10) resulta en fuerzas viscosas relativamente altas, y una mayor porción de la fuerza de arrastre es usada para vencer la resistencia viscosa del fluido. A altos números de Reynold de la partícula (mayores a 50), la fuerza inercial se vuelve dominante y la densidad del fluido y el perfil de la partícula y su rugosidad afectan la fuerza de arrestre. Para números de Reynolds

mayores a 100, el coeficiente de arrastre de una partícula dada alcanza un valor constante⁽²⁴⁾. Esta fuerza puede ser expresada como:

$$F_D = C_D \frac{\pi d_p^2}{8} \rho_f U_f^2 \quad (3.8)$$

Para determinar el coeficiente de arrastre usaremos la correlación usada por Chien⁽²⁴⁾ basada en datos experimentales y se relaciona con el número de Reynolds de la partícula:

$$C_D = \left(\frac{30}{\text{Re}_p} \right) + \left(\frac{67.289}{e^{5.030\psi}} \right), \quad \text{para } 0.2 \leq \psi \leq 1.0 \quad (3.9)$$

Donde ψ es la esfericidad de la partícula. Para la mayoría de las partículas de arena el valor de esfericidad está muy cercano a 0.8 por lo tanto asumiremos este valor para el desarrollo del modelo. De acuerdo a esto la ecuación 3.10 quedará reducida a:

$$C_D = \left(\frac{30}{\text{Re}_p} \right) + 1.25 \quad (3.10)$$

Esta ecuación es válida para partículas con esfericidades cercanas al 0.8 en fluidos Newtonianos y no Newtonianos y para números de Reynolds entre 0.001 y 10000⁽²⁴⁾. El número de Reynolds de la partícula esta expresado como:

$$\text{Re}_p = \frac{d_p v_s \rho_f}{\mu_e} \quad (3.11)$$

3.2.1.5 Fuerza Normal (F_N)

La fuerza normal, es la fuerza ejercida por la columna de partículas sobre la partícula en consideración⁽²⁵⁾. Esta no es más que el efecto de las partículas

sólidas superiores de la cama en movimiento presionando las partículas inferiores. Doron⁽²⁵⁾ introdujo la siguiente ecuación para determinar este efecto:

$$F_N = F_A \cos\left(\frac{\pi}{2} - \alpha\right) N \quad (3.12)$$

Esto no es mas que la componente “y” de la fuerza de Arquímedes multiplicado por el promedio de partículas en la columna, N, la cuál esta dada por⁽²⁵⁾:

$$N = C_b \frac{y_b - d_p}{d_p} \quad (3.13)$$

Donde C_b , es la concentración de partículas en la cama en movimiento y y_b es la altura de la cama en movimiento.

La resta de la fuerza de gravedad con la fuerza de flotación es la fuerza de Arquímedes y esta dada por:

$$F_A = \left(\frac{\pi d_p^3}{6}\right) (\rho_s - \rho_f) g \quad (3.14)$$

Por lo tanto sustituyendo 3.13 y 3.14 en 3.12 nos queda:

$$F_N = \left(\frac{\pi d_p^3}{6}\right) (\rho_s - \rho_f) g \cdot \cos\left(\frac{\pi}{2} - \alpha\right) \cdot C_b \frac{y_b - d_p}{d_p} \quad (3.15)$$

3.2.2 Velocidad de asentamiento de la partícula

En el año 1994 Chien⁽²⁴⁾ desarrolló una correlación para predecir la velocidad de asentamiento de partículas irregulares en fluidos Newtonianos y no Newtonianos. Es usada la viscosidad efectiva del fluido de acuerdo a su comportamiento reológico. Esta correlación predice el efecto de las propiedades del fluido, las propiedades de la partícula y los parámetros de operación, sobre la velocidad de asentamiento. Es definida con la siguiente expresión:

$$v_s = 120 \left(\frac{\mu_e}{d_p \rho_f} \right) \left[\sqrt{1 + 0.0727 d_p \left(\frac{\rho_s}{\rho_f} - 1 \right) \left(\frac{d_p \rho_f}{\mu_e} \right)^2} - 1 \right] \quad (3.16)$$

Donde la velocidad de asentamiento, v_s , está en cm/s, la viscosidad efectiva, μ_e , está en Pa.s, el diámetro de la partícula en cm y las densidades están en gr/cm^3 .

Para calcular la velocidad de asentamiento en un régimen turbulento de resbalamiento, Chien⁽²⁴⁾ propuso que se usara la siguiente expresión, tomando en cuenta el promedio de la esfericidad de las partículas de arena de 0.8:

$$(v_s)_t = 32.355 \sqrt{d_p \left[\left(\frac{\rho_s}{\rho_f} \right) - 1 \right]} \quad (3.17)$$

Esto nos lleva a pensar que en un régimen turbulento de resbalamiento la viscosidad efectiva del fluido no juega un papel importante como en régimen laminar.

3.2.3 Patrones de flujo en el transporte de partículas

Dependiendo del ángulo, del gasto y de las propiedades del fluido, el flujo de la mezcla arena-líquido en el anular, podría presentar diferentes patrones de flujo. Estos patrones de flujo podrían ser analizados basados en el análisis de fuerzas realizado anteriormente:

- a) Suspensión heterogénea. En este patrón de flujo, la fuerza de levantamiento es lo suficientemente fuerte para vencer la componente en la dirección normal al flujo de la fuerza gravitacional para que de esta manera las partículas puedan ser levantadas de la pared del agujero y mantenerlas en suspensión.
- b) Cama de arena estática. Si la velocidad del fluido es reducida y el ángulo es incrementado, la fuerza de levantamiento aún puede levantar algunas

partículas de arena, pero las partículas que se asientan en la parte baja forman una cama de arena que permanece estática. La componente de la fuerza gravitacional es mayor que la fuerza de arrastre que no es lo suficientemente grande para transportar las partículas de arena hacia fuera del agujero. Esto generalmente ocurre cuando la viscosidad del fluido es baja y el flujo es laminar.

- c) Cama de arena en continuo movimiento. En este patrón de flujo la fuerza de levantamiento mantiene suspendidas algunas partículas y la fuerza de arrastre es lo suficientemente fuerte para arrastrar las partículas de arena hacia arriba en el agujero y así una capa de una cama de arena en movimiento es formada en la parte baja del mismo. De esta manera este patrón de flujo es el resultado de una acción combinada entre la fuerza de levantamiento y la fuerza de arrastre.

3.2.4 Caídas de presión por fricción

Uno de los datos más importantes que requiere un ingeniero de hidráulica, es el conocimiento de la carga necesaria a aplicar para hacer fluir a un determinado fluido. La disipación de la energía debido a la fricción del fluido, resulta en una caída de la presión en la dirección del flujo, y si la tubería es de sección transversal constante y rugosidad uniforme, la caída de presión es uniforme a lo largo de la tubería. Darcy desarrolló la siguiente fórmula para calcular la pérdida de carga por fricción⁽²⁶⁾:

$$h_f = \frac{4fL}{D_{\text{flujo}}} \frac{U_f^2}{2g} \quad (3.18)$$

$$\Delta P = \rho g h_f \quad (3.19)$$

Si el flujo es laminar ($Re < 2000$), el factor de fricción esta dado por:

$$f = \frac{16}{\text{Re}} \quad (3.20)$$

Si el flujo es turbulento ($\text{Re} > 2000$), Moody⁽²⁶⁾ desarrolló un diagrama para hallar el número de Reynolds, este se muestra en la figura 3.2. Coolebrook también desarrolló una correlación para predecir el factor de fricción en base al número de Reynolds y la rugosidad relativa.

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = -0.86 \ln \left(\frac{\frac{\varepsilon}{D_h}}{3.7} + \frac{2.51}{\text{Re} \sqrt{f}} \right) \quad (3.21)$$

3.3 Efecto del movimiento de la tubería flexible.

Hay dos modos básicos de limpieza del agujero con TF: modo de circulación y modo de viaje limpiador. Durante las operaciones con tubería flexible, esta debe ser movida hacia arriba o hacia abajo en el agujero, produciéndose lo que se denomina como viaje limpiador. Cuando el fluido es bombeado hacia abajo, a través de la tubería y retorna a la superficie a través del anular, el cambio de la dirección del flujo alrededor del final de la tubería flexible, la acción del movimiento hacia arriba de este y la acción del chorro del fluido, fluidiza los sólidos que se encuentran cercanos y el fluido los lleva hasta la superficie. Existe una velocidad óptima para la cuál las partículas de arena pueden ser removidas completamente cuando la tubería flexible es sacada del pozo.

Debido a la ausencia de rotación de la tubería flexible y las limitaciones de los gastos, se deben realizar prácticas frecuentes del viaje limpiador para aumentar la limpieza del agujero durante las operaciones de limpieza de arena. De acuerdo a Li y Walter⁽³⁰⁾, el tiempo de limpieza por unidad de longitud decrecerá dramáticamente con el incremento de la velocidad del viaje limpiador cuando esta es menor a 25 m/min.

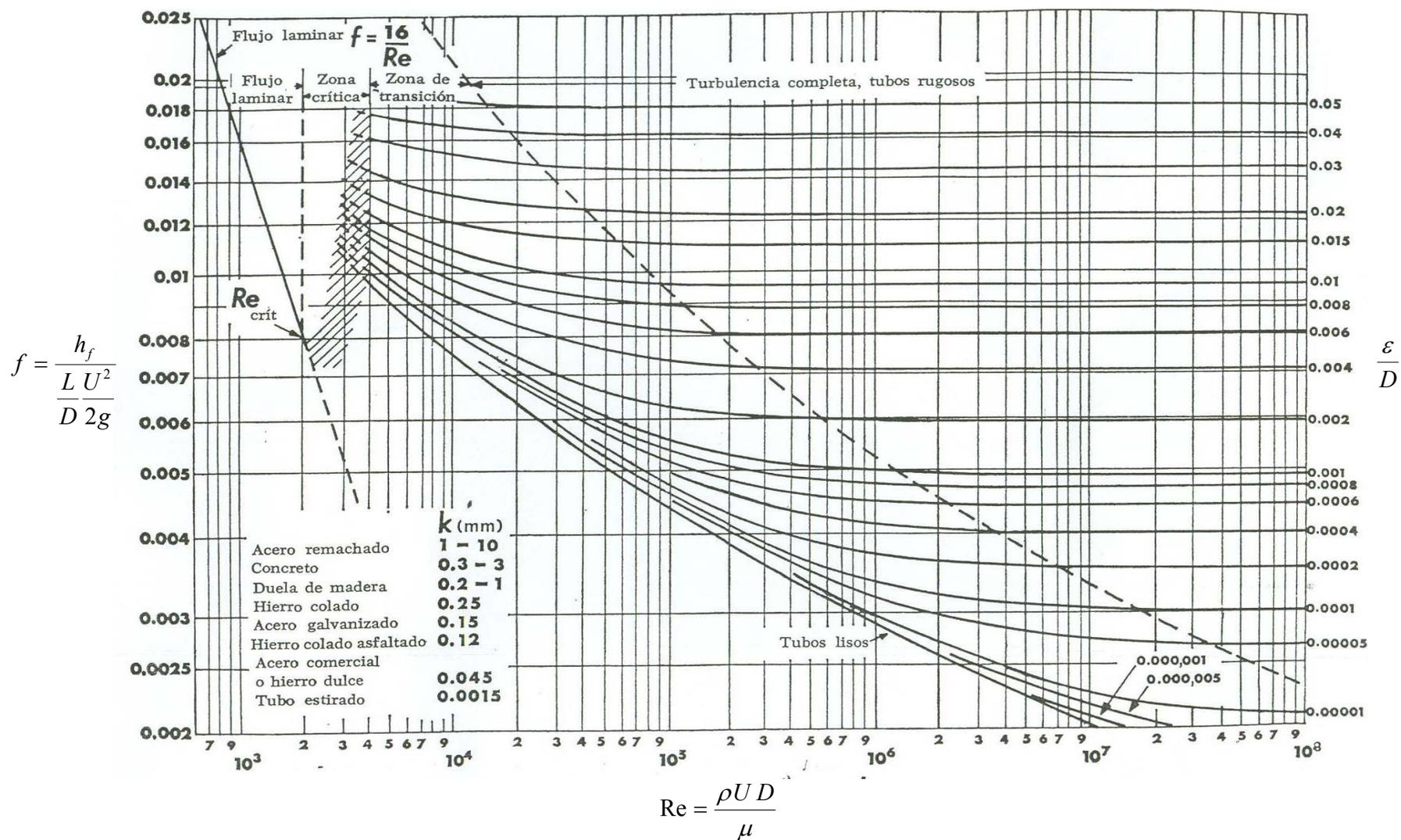


Figura 3.3. Diagrama de Moody

4. DESARROLLO DEL MODELO MATEMÁTICO

Para el desarrollo del modelo matemático supondremos que durante el transporte de las partículas de arena pueden existir dos regiones o capas en la sección desviada del pozo, figura 4.1, tomando como base los trabajos desarrollados por Martins Y Santana^(5,12). Una región donde las partículas de arena se encuentran suspendidas en el fluido limpiador y otra región donde existe una cama de arena que puede estar estática o en movimiento dependiendo de las condiciones de flujo. Si la velocidad del fluido es mayor a la velocidad crítica de transporte de la partícula solo existirá una región de suspensión en el pozo, pero si la velocidad es menor, el transporte de arena en el pozo estará representado por las dos regiones mencionadas anteriormente.

También supondremos que: 1) Régimen permanente; 2) Mezcla incompresible de sólido-líquido; 3) La densidad del fluido y las propiedades reológicas son constantes en ambas regiones; 4) La distribución de las partículas se asume uniforme y con una esfericidad igual a 0.8⁽¹⁵⁾; 5) No existe transferencia de masa entre la fase líquida y sólida; 6) La altura de la interfaz entre las dos regiones es constante en la sección estudiada; 7) Se usaron dos modelos reológicos, Newtoniano y Ley de Potencia Modificado.

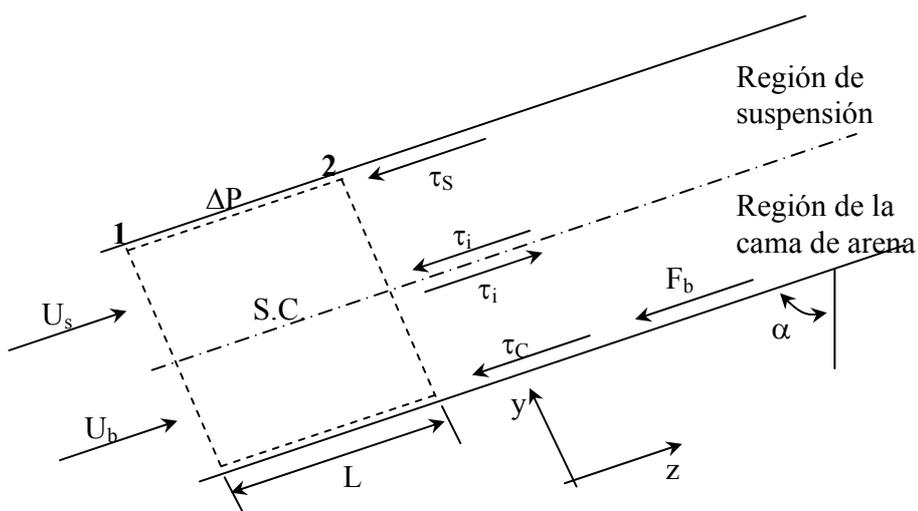


Figura 4.1. Representación de las regiones de transporte: velocidades y esfuerzos de corte

El sistema de unidades tomado en cuenta para el desarrollo del modelo es el cgs.

En la Figura 4.1 se representan las regiones de suspensión y de la cama de arena, representando las velocidades y los esfuerzos de corte para cada una.

4.1 CONTINUIDAD Ó CONSERVACIÓN DE MASA

Suponiendo régimen permanente y un volumen de control indeformable la ley de continuidad queda expresada como:

$$\int_{S:C} \rho U \hat{n} dA = 0 \quad (4.1)$$

Suponiendo densidad constante entre los puntos 1 y 2 (Figura 4.1) tanto para la fase sólida como para la fase líquida, tenemos que:

$$\int_{S:C} U \hat{n} dA = 0 \quad (4.2)$$

Por lo tanto para ambas fases, la ecuación de continuidad o de conservación de masa la podemos expresar de la siguiente manera:

Fase sólida:

Flujo de arena en suspensión + Flujo de arena en la cama = Flujo de arena total

$$U_s A_s C_s + U_b A_b C_b = A_a U_t C_t \quad (4.3)$$

Fase Líquida:

Flujo de fluido en suspensión + Flujo de fluido en la cama = Flujo de fluido total

$$U_s A_s (1 - C_s) + U_b A_b (1 - C_b) = A_a U_t (1 - C_t) \quad (4.4)$$

Donde las áreas se relacionan como:

$$A_s + A_b = A_a \quad (4.5)$$

Los subíndices s y b denotan la región de suspensión y de la cama de arena respectivamente, U, A y C representan la velocidad, el área y la concentración de arena en cada región. A_a es el área del anular, U_t es la velocidad media verdadera del fluido de circulación y C_t es la concentración total de arena en el pozo, la cual es generada por el desplazamiento de la tubería flexible dentro de la zona afectada por arenamiento.

4.2 CONCENTRACIONES DE ARENA

4.2.1 Concentración total

Para hallar el valor de la concentración de arena total dentro del pozo, C_t , podemos hacer un balance de masa como sigue:

Masa desplazada por la tubería flexible = Masa transportada por el fluido

$$\rho_s Q_{arena} = A_a U_t C_t \rho_s \quad (4.6)$$

$$C_t = \frac{Q_{arena}}{U_t A_a} \quad (4.7)$$

Si consideramos que existe una velocidad, U_{TF} , a la cual la tubería flexible es insertada en la zona de arenamiento para desplazar la arena y/o limpiar el pozo:

$$Q_{arena} = U_{TF} A_{TR} \quad (4.8)$$

$$Q_{total} = Q_{arena} + Q_{fluido} \quad (4.9)$$

$$U_t A_a = U_t A_a C_t + U_t A_a (1 - C_t) \quad (4.10)$$

$$Q_{fluido} = U_t A_a (1 - C_t) \quad (4.11)$$

Despejando la velocidad total U_t , nos queda:

$$U_t = \frac{Q_{fluido}}{A_a(1 - C_t)} \quad (4.12)$$

Sustituyendo 4.8 en 4.7, nos queda:

$$C_t = \frac{U_{TF} A_{ITR}}{U_t A_a} \quad (4.13)$$

$$C_t = \frac{\pi U_{TF} ID_{TR}^2}{4U_t A_a} \quad (4.14)$$

4.2.2 Concentración de arena en la región de la cama de partículas

La concentración de la cama de arena es supuesta en 52%, el cual es el máximo empacamiento cúbico de partículas esféricas.

4.2.3 Concentración en la región de suspensión

El mecanismo que gobierna la dispersión de sólidos en la región de suspensión, es representado por la ecuación de difusión⁽²⁵⁾:

$$\varepsilon_p \frac{d^2 C}{dy^2} + v_h \frac{dC}{dy} = 0 \quad (4.15)$$

Donde C es la concentración del volumen local de partículas, y es la coordenada vertical (perpendicular al axis de la tubería), ε_p es el coeficiente de difusión y v_h es la velocidad de colmena de partículas, y la componente en la dirección "y" (velocidad vertical de la colmena de partículas) está expresada como $v_h \text{sen} \alpha$.

Por lo tanto la concentración de partículas en cualquier punto de la región de suspensión esta dada por (Apéndice A):

$$C(y) = C_b \exp\left[-\frac{v_h \text{sen} \alpha}{\varepsilon_p} (y - y_b)\right] \quad (4.16)$$

y_b representa la altura de la cama de arena.

La concentración promedio en el área de la suspensión, C_s , puede ser obtenida por la integración de la ecuación 4.16 sobre el área transversal de la región de suspensión (Apéndice A):

$$C_s = \frac{C_b}{2A_s} (ID_{\text{pozo}}^2 \text{int 1} - OD_{TF}^2 \text{int 2}) \quad (4.17)$$

Donde:

$$\text{int 1} = \int_{-\left(\frac{\pi}{2} - \theta_o\right)}^{\frac{\pi}{2}} \cos^2 \beta_o \exp\left[-\frac{v_h \text{sen} \alpha}{\varepsilon_p} \frac{ID_{\text{pozo}}}{2} (\text{sen} \beta_o - (1 - \cos \theta_o))\right] d\beta_o \quad (4.18)$$

$$\text{int 2} = \int_{-\left(\frac{\pi}{2} - \theta_i\right)}^{\frac{\pi}{2}} \cos^2 \beta_i \exp\left[-\frac{v_h \text{sen} \alpha}{\varepsilon_p} \left(\frac{OD_{TF}}{2} \text{sen} \beta_i - \frac{ID_{\text{pozo}}}{2} (1 - \cos \theta_o)\right)\right] d\beta_i \quad (4.19)$$

$$v_h = v_s (1 - 4C_s + 8C_s^2) \quad (4.20)$$

Donde v_s es la velocidad de asentamiento de la partícula y se usará la correlación desarrollada por Chien⁽²⁴⁾, ecuación 3.16 presentada en la página 24.

Régimen laminar de resbalamiento:

$$v_s = 120 \left(\frac{\mu_e}{10 d_p \rho_f} \right) \left[\sqrt{1 + 0.0727 d_p \left(\frac{\rho_s}{\rho_f} - 1 \right) \left(\frac{10 d_p \rho_f}{\mu_e} \right)^2} - 1 \right] \quad (4.21a)$$

Régimen turbulento de resbalamiento:

$$(v_s)_t = 32.355 \sqrt{d_p \left[\left(\frac{\rho_s}{\rho_f} \right) - 1 \right]} \quad (4.21b)$$

Como la viscosidad efectiva en esta correlación esta expresada en Pa.s fue necesario dividirla entre 10 para llevarla al sistema CGS (Poise) que es el usado en el desarrollo de este modelo. Los demás parámetros están expresados en unidades del sistema cgs. Las ecuaciones para calcular la viscosidad efectiva de acuerdo al comportamiento reológico son mostradas en el apéndice C.

Para calcular el coeficiente de difusión de la partícula, usaremos la ecuación presentada por Walton⁽¹⁵⁾:

$$\varepsilon_p = 0.014 \varepsilon_o d_p U_s \text{Re}_s^{1/3} \quad (4.22)$$

Donde:

$$\varepsilon_o = \left(\frac{C_s}{0.12} \right)^{0.25} \quad \text{si } C_s > 0.05 \quad (4.23)$$

$$\varepsilon_o = 1.24 \left(\frac{C_s}{0.12} \right)^{0.5} \quad \text{si } C_s \leq 0.05 \quad (4.24)$$

4.3 VELOCIDAD DE LA CAMA DE ARENA, U_B

Para hallar la expresión para calcular la velocidad de la cama de arena, realizaremos un balance de momento de una partícula de arena ubicada en la parte superior de la cama. El momento generado en el punto A por la acción de las fuerzas es representado en la figura 4.2.

El equilibrio de momento sobre el punto A queda expresado como:

$$F_D L_D + F_L L_L - F_N L_L - F_G L_G + F_B L_G = 0 \quad (4.25)$$

Donde L es la distancia perpendicular desde el punto de rotación "A" a la línea de acción de la fuerza aplicada.

$$\text{sen}\phi = \frac{L_L}{\frac{d_p}{2}} \quad (4.26)$$

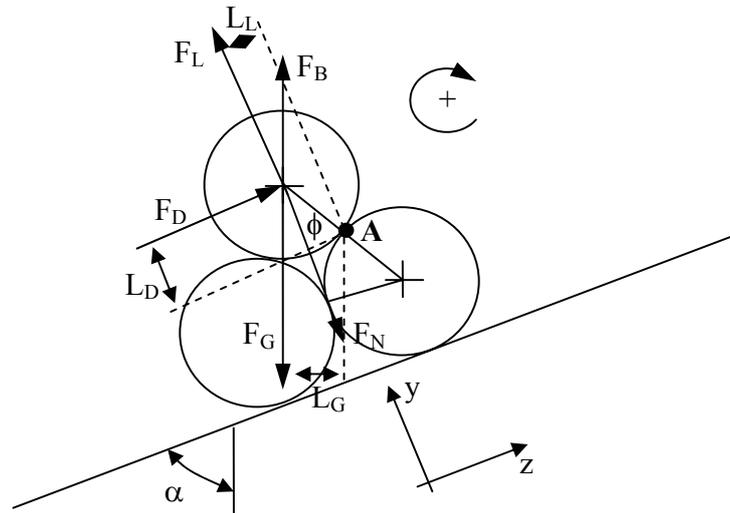


Figura 4.2. Momento generado en un punto A por efecto de las fuerzas que actúan sobre a partícula

La figura 4.2 representa el momento generado en el punto A por el efecto de las fuerzas que actúan sobre las partículas superiores de la cama de arena.

$$L_L = \frac{d_p}{2} \text{sen}\phi \quad (4.27)$$

$$L_D = \frac{d_p}{2} \cos\phi \quad (4.28)$$

$$\text{sen}(90 - \alpha + \phi) = \frac{L_G}{\frac{d_p}{2}} \quad (4.29)$$

$$L_G = \frac{d_p}{2} \text{sen}(90 - \alpha + \phi) \quad (4.30)$$

En ángulo ϕ representa el ángulo de reposo de la partícula y se puede expresar como una simple relación trigonométrica basada en el diámetro de las partículas:

$$\text{sen}\phi = \frac{\frac{d_p}{2}}{d_p} = \frac{1}{2} \quad (4.31)$$

$$\phi = 30^\circ \quad (4.32)$$

Sustituyendo en la ecuación 4.25 los valores de F_G , F_B , F_L , F_D y F_N ya definidos en las ecuaciones 3.1, 3.4, 3.5, 3.8 y 3.15 en el capítulo 3 y los valores de L_L , L_D y L_G , definidos en las ecuaciones 4.27, 4.28 y 4.30, nos queda:

$$\begin{aligned} & C_D \frac{\pi d_p^2}{8} \rho_f U_b^2 \frac{d_p}{2} \cos 30^\circ + C_L \frac{\pi d_p^2}{8} \rho_f U_b^2 \frac{d_p}{2} \text{sen} 30^\circ \\ & - \left(\frac{\pi d_p^3}{6} \right) (\rho_s - \rho_f) g \cdot \cos(90 - \alpha) \cdot C_b \frac{y_b - d_p}{d_p} \cdot \frac{d_p}{2} \text{sen} 30^\circ - \left(\frac{\pi d_p^3}{6} \right) \rho_s g \frac{d_p}{2} \text{sen}(90 - \alpha + 30) \\ & + \left(\frac{\pi d_p^3}{6} \right) \rho_f g \frac{d_p}{2} \text{sen}(90 - \alpha + 30) = 0 \quad \dots\dots\dots \end{aligned} \quad (4.33)$$

Rearreglando términos y cancelando variables:

$$\frac{1}{16} U_b^2 \rho_f \left(\frac{\sqrt{3}}{2} C_D + \frac{1}{2} C_L \right) = \frac{1}{12} g d_p (\rho_s - \rho_f) \text{sen}(110 - \alpha) + \frac{1}{12} g d_p (\rho_s - \rho_f) \frac{1}{2} C_b \frac{y_b - d_p}{d_p} \cos(90 - \alpha) \quad \dots\dots\dots(4.34)$$

Luego agrupando términos y despejando U_b nos queda:

$$U_b = \left[\frac{4 g d_p (\rho_s - \rho_f) \left[\text{sen}(110 - \alpha) + \frac{C_b}{2} \left(\frac{y_b}{d_p} - 1 \right) \cos(90 - \alpha) \right]}{3 \rho_f \left(\frac{\sqrt{3}}{2} C_D + \frac{1}{2} C_L \right)} \right]^{1/2} \quad (4.35)$$

Los valores de los coeficientes de arrastre de levantamiento serán calculados con las ecuaciones 3.8, 3.10, 3.11 y 3.12

4.4 ECUACIONES DE MOMENTUM PARA FLUJO PERMANENTE

En su forma integral, la segunda ley de Newton establece que la fuerza neta que actúa sobre un cuerpo en cualquier dirección, es igual al régimen de aumento de momentum del cuerpo en esa dirección:

$$\vec{F}_{\text{sup}} + \iiint_{V.C.} \vec{B}(\rho dV) = \iint_{S.C.} \vec{U}(\rho U) dA \quad (4.36)$$

Como mencionamos anteriormente, la región superior del pozo esta constituida por un fluido relativamente limpio o con partículas en suspensión en forma heterogénea (figura 4.1), todo dependiendo de las condiciones de flujo. Bajo flujo permanente, de acuerdo con la figura 4.3, la suma de las fuerzas que actúan en esta región debe ser igual a cero:

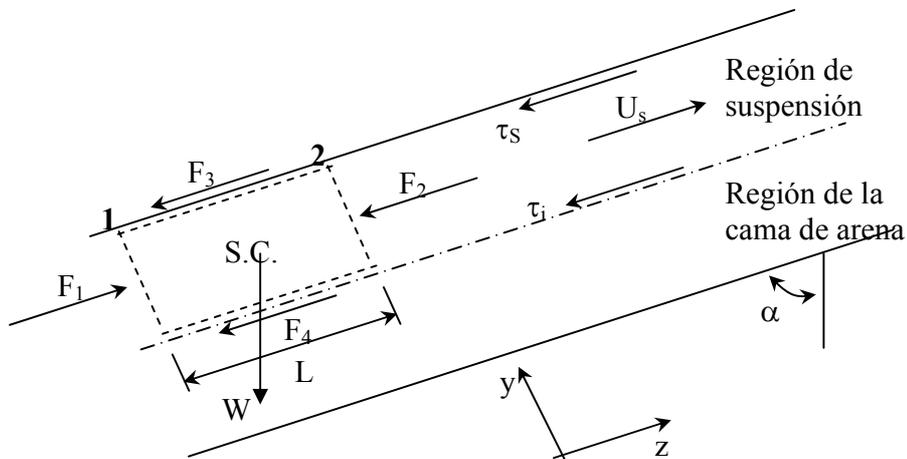


Figura 4.3. Fuerzas que actúan sobre la región de suspensión

En la figura 4.3 se muestran las fuerzas que actúan sobre la región de la suspensión de partículas de arena en una superficie de control de longitud L.

$$F_1 - F_2 - F_3 - F_4 - W \cos \alpha = 0 \quad (4.37)$$

$$PA_s - \left(P + \frac{dP}{dz} L \right) A_s - \tau_s S_s L - \tau_i S_i L - \rho_{susp} g A_s L \cos \alpha = 0 \quad (4.38)$$

Eliminando términos y dividiendo entre L nos queda:

$$- A_s \frac{dP}{dz} - \tau_s S_s - \tau_i S_i - \rho_{susp} g A_s \cos \alpha = 0 \quad (4.39)$$

donde $\frac{dP}{dz}$ es el gradiente de presión entre los puntos 1 y 2 (Figura 4.3), τ_s y τ_i son los esfuerzos de corte contra la pared del pozo y entre la interfaz de las dos regiones que actúan sobre los perímetros mojados S_s y S_i respectivamente (figura 4.4).

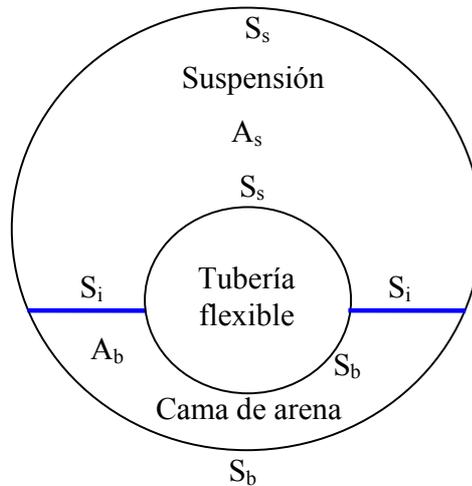


Figura 4.4. Perímetros mojados de las regiones

La figura 4.4 representa los perímetros mojados entre cada región, el perímetro mojado de la suspensión con la pared de la TR y la TF, S_s , el perímetro mojado de la suspensión con la cama de arena, S_i , y el perímetro mojado de la cama de arena con la pared de la TR y la TF.

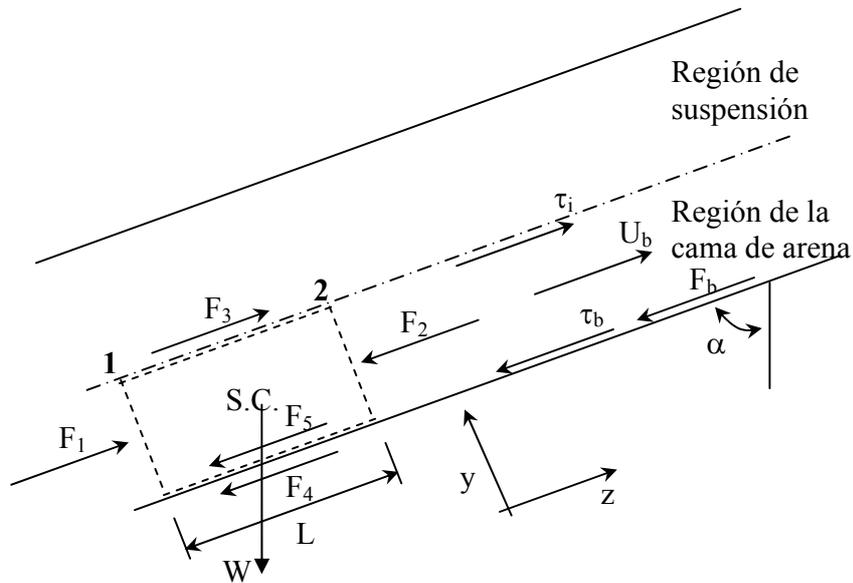


Figura 4.5. Fuerzas que actúan sobre la región de la cama de arena

En la figura 4.5 se muestran las fuerzas que actúan sobre la región de la cama de arena en una superficie de control de longitud L.

$$F_1 - F_2 + F_3 - F_4 - F_5 - W \cos \alpha = 0 \quad (4.40)$$

$$PA_b - \left(P + \frac{dP}{dz} L \right) A_b + \tau_i S_i L - \tau_b S_b L - F_b - \rho_b g A_b L \cos \alpha = 0 \quad (4.41)$$

Eliminando términos y asumiendo L con valor unitario (1 cm) nos queda:

$$- A_b \frac{dP}{dz} + \tau_i S_i - \tau_b S_b - F_b - \rho_b g A_b \cos \alpha = 0 \quad (4.42)$$

Donde F_b es la fuerza de contacto entre las partículas de arena y la pared del pozo⁽³³⁾ y τ_b es el esfuerzo de corte de la cama de arena en movimiento actuando sobre el perímetro mojado S_b (figura 4.4). La caída de presión está expresada en $gr/cm^2/cm$

La fuerza de contacto, F_b , es originada por el contacto entre la cama de arena y las paredes del pozo. Esta fuerza es proporcional a la fuerza normal impuesta

sobre las paredes del pozo por efecto de la cama de arena. Su máximo valor será cuando la cama de recortes este en inminente movimiento y es proporcional a la resultante de la fuerza normal ejercida por la cama de arena⁽³³⁾:

$$F_b = \eta F_{Nb} \quad (4.43)$$

Donde F_{Nb} es la fuerza normal ejercida por la cama de arena sobre la pared del pozo y la constante de proporcionalidad η es llamada coeficiente de resbalamiento el cual es supuesto en $0.15^{(5)}$.

La Máxima fuerza puede ser estimada de acuerdo a Santana⁽¹²⁾ y es representada como:

$$F_{bMAX} = 0.15 \left((\rho_s - \rho_f) g A_b C_b \text{sen} \alpha + \frac{\tau_i S_i}{\text{tg} \phi} \right) \quad (4.44)$$

La fuerza máxima es la generada justo antes de que la cama de arena se empiece a mover. Mientras F_b sea menor que la fuerza máximo, F_{bMAX} , la cama de arena permanecerá estática.

ϕ es el ángulo de fricción interna entre las partículas y ya fue determinado con la ecuación 4.32.

El esfuerzo de corte, τ , puede ser calculado por la expresión⁽¹²⁾:

$$\tau_n = \frac{1}{2} f_n \rho_n U_n^2 \quad (4.45)$$

Por lo tanto para la región de suspensión:

$$\tau_s = \frac{1}{2} f_s \rho_{susp} U_s^2 \quad (4.46)$$

Donde ρ_{susp} es la densidad de la región de suspensión y está dada por:

$$\rho_{susp} = \rho_s C_s + \rho_f (1 - C_s) \quad (4.47)$$

Donde ρ_s y ρ_f son las densidades de las partículas de arena y del líquido limpiador respectivamente.

El factor de fricción entre la región de la suspensión y la pared del pozo fue definida por Doron⁽³¹⁾:

$$f_s = 0.00454 + 0.65 \text{Re}_s^{-0.7} \quad (4.48)$$

El número de Reynolds, Re_s , es el de la suspensión.

Para la interfaz entre las dos regiones, el esfuerzo de corte es calculado como:

$$\tau_i = \frac{1}{2} f_i \rho_{susp} (U_s^2 - U_b^2) \quad (4.49)$$

El factor de fricción entre la interfaz, f_i , fue obtenido por Martins⁽³⁴⁾, basado en resultados experimentales obtenidos de un tubo transparente a escala y donde propuso la siguiente expresión:

$$f_i = 0.966368 \text{Re}_s^{-1.07116} n^{2.360211} \left(\frac{d_p}{D_{hs}} \right)^{-2.34539} \quad (4.50)$$

Donde d_{hs} es el diámetro hidráulico de la suspensión y n es el índice de comportamiento del fluido, obtenido de pruebas reológicas del fluido. Las ecuaciones para el cálculo de n son mostradas en el apéndice C. Para fluidos Newtonianos, el índice de comportamiento es igual a 1. El diámetro hidráulico es definido como cuatro veces el área de flujo, dividido por la longitud del perímetro mojado⁽²⁾.

$$D_h = \frac{4 \times A_{trans}}{S} \quad (4.51)$$

Por lo tanto:

$$D_{hs} = \frac{4 \times A_s}{S_s + S_i} \quad (4.52)$$

Para calcular el esfuerzo de corte de la cama de arena contra la pared del pozo usamos el mismo principio:

$$\tau_b = \frac{1}{2} f_b \rho_{bed} U_b^2 \quad (4.53)$$

La densidad de la cama de arena es:

$$\rho_{bed} = \rho_s C_b + \rho_f (1 - C_b) \quad (4.54)$$

El factor de fricción de la cama de arena contra la pared del pozo fue determinado de manera experimental por Doron⁽³³⁾:

$$f_b = 0.046 \text{Re}_b^{-0.2} \quad (4.55)$$

Donde es usado el número de Reynolds de la cama en movimiento.

4.5 NÚMERO DE REYNOLDS

Para el cálculo del Número de Reynolds serán usadas las siguientes ecuaciones:

Número de Reynolds total:

$$\text{Re} = \frac{D_h U_t \rho_f}{\mu_e} \quad (4.56)$$

El diámetro hidráulico del pozo esta dado por la resta del diámetro del pozo menos el diámetro de la tubería flexible.

Reynolds de la suspensión:

$$Re_s = \frac{D_{hs} U_s \rho_{susp}}{\mu_e} \quad (4.57)$$

Reynolds de la cama de arena:

$$Re_b = \frac{D_{hb} U_b \rho_{bed}}{\mu_e} \quad (4.58)$$

El diámetro hidráulico de la cama de arena, D_{hb} , es:

$$D_{hb} = \frac{4 \times A_b}{S_b + S_i} \quad (4.59)$$

4.6 CÁLCULO DE LAS ÁREAS Y LOS PERÍMETROS

Las áreas de la región de suspensión y de la cama de arena se hará en función de la altura de la cama de arena, y_b , el diámetro interno del pozo, ID_{pozo} , el diámetro externo de la tubería flexible, OD_{TF} , y de la excentricidad, e , de la tubería flexible en el pozo. En la figura 4.6 se muestra la configuración geométrica del pozo.

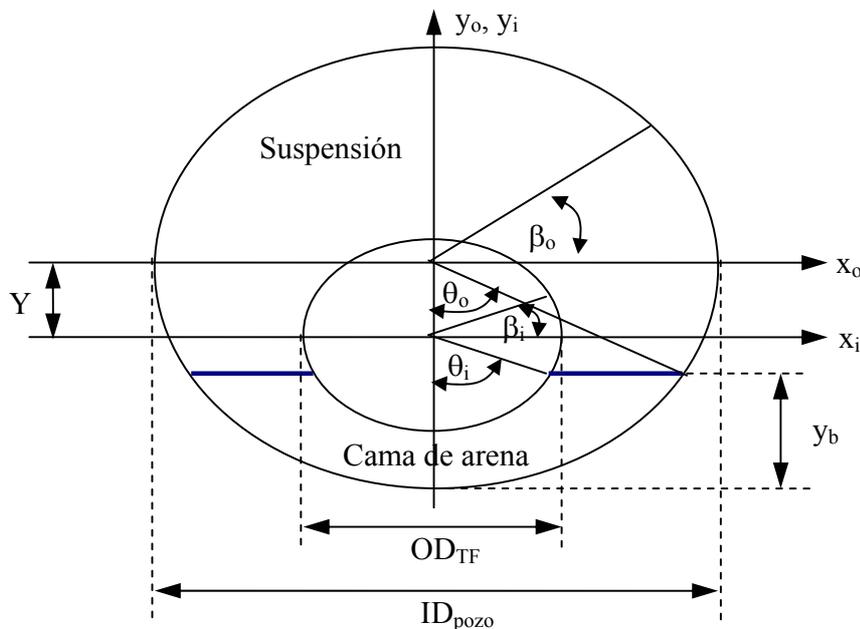


Figura 4.6. Representación esquemática de la geometría del pozo y de la tubería flexible

La excentricidad de la tubería flexible está relacionada al desplazamiento del centro de las tuberías⁽²⁾, Y , por:

$$e = \frac{2Y}{ID_{pozo} - OD_{TF}} \quad (4.60)$$

$$Y = \frac{1}{2}e(ID_{pozo} - OD_{TF}) \quad (4.61)$$

El ángulo θ_o es el ángulo sobre la vertical, formado por el centro de la tubería de producción y la cama de arena, y en base a relaciones trigonométricas es definido como:

$$\cos \theta_o = \frac{\frac{ID_{pozo}}{2} - y_b}{\frac{ID_{pozo}}{2}} \quad (4.62)$$

$$\cos \theta_o = 1 - \frac{2y_b}{ID_{pozo}} \quad (4.63)$$

$$\theta_o = \arccos\left(1 - \frac{2y_b}{ID_{pozo}}\right) \quad (4.64)$$

Similarmente, θ_i es el ángulo sobre la vertical formado por la cama de arena y el centro de la tubería flexible:

$$\cos \theta_i = \frac{\frac{ID_{pozo}}{2} - Y - y_b}{\frac{OD_{TF}}{2}} \quad (4.65)$$

$$\cos \theta_i = \frac{ID_{pozo} - 2Y - 2y_b}{OD_{TF}} \quad (4.66)$$

$$\theta_i = \arccos\left(\frac{ID_{pozo} - 2Y - 2y_b}{OD_{TF}}\right) \quad (4.67)$$

Luego los ángulos β_o y β_i denotan los ángulos sobre la horizontal representando puntos generales en la circunferencia de los diámetros internos y externos de la tubería de producción y de la tubería flexible respectivamente. Luego tenemos los ejes coordenados, x_o y y_o , de la horizontal y vertical del centro de la tubería de producción y x_i , y_i denotan los ejes coordenados al centro de la tubería flexible.

En área ocupada por la suspensión esta representada por:

$$A_s = 2 \int_{-\left(\frac{ID_{pozo}}{2} - y_b\right)^0}^{\frac{ID_{pozo}}{2}} \int_0^{x_o} dx_o dy_o - 2 \int_{-\left(\frac{ID_{pozo}}{2} - y_b - Y\right)^0}^{\frac{OD_{TF}}{2}} \int_0^{x_i} dx_i dy_i \quad (4.68)$$

Desarrollando la integral de x , nos queda:

$$A_s = 2 \int_{y_b - \frac{ID_{pozo}}{2}}^{\frac{ID_{pozo}}{2}} x_o dy_o - 2 \int_{y_b + Y - \frac{ID_{pozo}}{2}}^{\frac{OD_{TF}}{2}} x_i dy_i \quad (4.69)$$

Donde:

$$\text{sen}\beta_o = \frac{y_o}{\frac{ID_{pozo}}{2}} \quad (4.70)$$

$$y_o = \frac{ID_{pozo}}{2} \text{sen}\beta_o \quad (4.71)$$

$$dy_o = \frac{ID_{pozo}}{2} \cos\beta_o d\beta_o \quad (4.72)$$

De igual forma:

$$\text{sen}\beta_i = \frac{y_i}{\frac{OD_{TF}}{2}} \quad (4.73)$$

$$y_i = \frac{OD_{TF}}{2} \text{sen}\beta_i \quad (4.74)$$

$$dy_i = \frac{OD_{TF}}{2} \cos\beta_i d\beta_i \quad (4.75)$$

De manera similar, las distancias horizontales x_o y x_i son expresadas como:

$$x_o = \frac{ID_{pozo}}{2} \cos\beta_o \quad (4.76)$$

$$x_i = \frac{OD_{TF}}{2} \cos\beta_i \quad (4.77)$$

Luego sustituyendo 4.70, 4.73, 4.74 y 4.75 en 4.67 y cambiando los límites de la integral nos queda:

$$A_s = \frac{ID_{pozo}^2}{2} \int_{\left(\frac{\pi}{2}-\theta_o\right)}^{\frac{\pi}{2}} \cos^2\beta_o d\beta_o - \frac{OD_{TF}^2}{2} \int_{\left(\frac{\pi}{2}-\theta_i\right)}^{\frac{\pi}{2}} \cos^2\beta_i d\beta_i \quad (4.78)$$

Luego resolviendo la integral (Apéndice B), nos queda que el área ocupada por la región de suspensión puede ser calculada con la siguiente expresión:

$$A_s = \frac{ID_{pozo}^2}{4} \left[\pi - \theta_o - \frac{1}{2} \text{sen}\left(2\left(\theta_o - \frac{\pi}{2}\right)\right) \right] - \frac{OD_{TF}^2}{4} \left[\pi - \theta_i - \frac{1}{2} \text{sen}\left(2\left(\theta_i - \frac{\pi}{2}\right)\right) \right] \quad (4.79)$$

El área ocupada por la cama puede ser calculada con una simple relación:

$$A_b = A_a - A_s \quad (4.80)$$

Por último los perímetros son calculados por simples relaciones trigonométricas (Figura 4.6). El perímetro mojado total es:

$$S_T = \pi ID_{\text{pozo}} - \pi OD_{TF} = \pi (ID_{\text{pozo}} - OD_{TF}) \quad (4.81)$$

El perímetro mojado de la cama de arena la pared del pozo, es calculado en función de los ángulos θ_o y θ_i .

$$S_b = \theta_o ID_{\text{pozo}} - \theta_i OD_{TF} \quad (4.82)$$

El perímetro mojado de la suspensión no es más que el perímetro mojado total menos el perímetro mojado de la región de la cama de arena:

$$S_s = \pi (ID_{\text{pozo}} - OD_{TF}) - S_b \quad (4.83)$$

Y el perímetro mojado de la interfaz es expresado por:

$$S_i = ID_{\text{pozo}} \text{sen} \theta_o - OD_{TF} \text{sen} \theta_i \quad (4.84)$$

4.7 SOLUCIÓN DEL MODELO

El modelo propuesto de dos regiones es descrito por un sistema de 5 ecuaciones, 4.3, 4.4, 4.16, 4.39 y 4.42, con cinco incógnitas, U_s , U_b (las velocidades promedios de la región de suspensión y de la cama de arena, respectivamente), C_s (La concentración promedio de arena en la región de suspensión y en la cama de arena respectivamente), y_b (la altura de la cama de arena) y dP/dz (caída de presión por fricción). El resto de las ecuaciones son ecuaciones auxiliares. La forma de solución del sistema dependerá del patrón de flujo. El procedimiento de solución se puede resumir como sigue:

- ✚ Cama estacionaria y suspensión: en este caso la velocidad de la cama, U_b , es cero, y la solución del modelo está dado por las ecuaciones 4.3 y 4.4 para encontrar los valores de la velocidad de la suspensión, U_s , y y la

concentración de arena en la suspensión, C_s . La altura de la cama de arena, y_b , es calculado iterando la ecuación 4.17. La caída de presión puede ser calculada por la ecuación 4.39. La concentración de arena en la cama estacionaria, C_b , es supuesta en 0.52 como el valor del máximo empacamiento cúbico de partículas esféricas

- ✚ Cama en movimiento y suspensión: Para el caso anterior se calcula la fuerza de contacto entre las partículas y la pared del pozo, F_b , con la ecuación 4.42 y si este valor es mayor que la fuerza de contacto máxima, F_{bMAX} , obtenido con la ecuación 4.44, quiere decir que la cama no esta estacionaria, por lo tanto debe ser resuelto el sistema de 5 ecuaciones con 5 incógnitas.
- ✚ Partículas de arena totalmente suspendidas: aquí $y_b = 0$, $U_b = 0$, $U_s = U_t$, $C_b = 0$ y $C_s = C_t$. La caída de presión es calculada, considerando la densidad de la mezcla entre el fluido limpiador y las partículas de arena, con las ecuaciones 3.18-3.21.

El diagrama de flujo es mostrado en el apéndice D y una muestra de cálculo es mostrada en el apéndice E.

5. VALIDACION DE LOS RESULTADOS

Para comprobar el comportamiento teórico de los resultados del modelo propuesto, se realizó una comparación con resultados experimentales obtenidos por Li y Walker⁽³⁰⁾, de igual forma también se compararon los resultados con el modelo propuesto por Hyun Cho, Shah, y Osisanya⁽¹³⁾.

5.1 VALIDACIÓN CON EXPERIMENTOS

Para validar los resultados se tomaron en cuenta los resultados del experimento realizado por Li y Walker⁽³⁰⁾, en el cual utilizaron una tubería de flujo transparente que simulaba el comportamiento de las partículas a ciertas condiciones de flujo y con con agua como fluido limpiador. La representación esquemática del equipo utilizado se presenta en la figura 5.1⁽³⁰⁾:

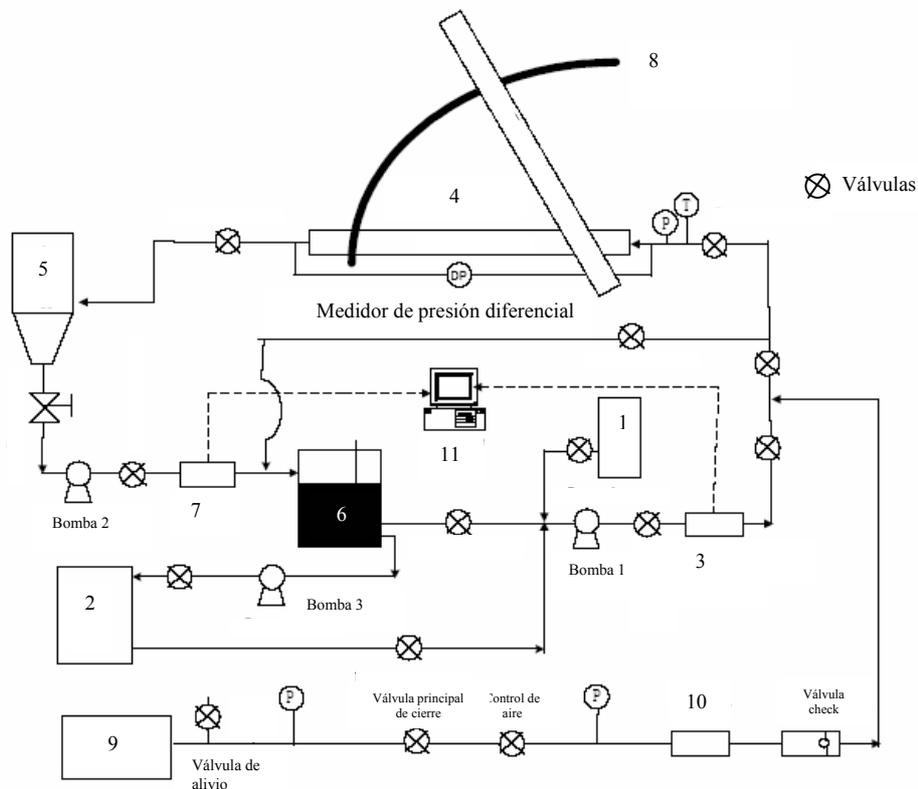


Figura 5.1. Representación esquemática del equipo usado por Li y Walter⁽³⁰⁾

- El simulador tiene un tanque (1) en donde es almacenado el fluido de control antes de ser incorporado al sistema.
- Posee un tanque almacenador de sólidos (2), que permite incorporarlos al sistema y en donde son depositados al salir del pozo.
- El sistema cuenta con un medidor de flujo (3), que mide la cantidad del fluido que está entrando al sistema.
- El pozo a escala posee un tubo experimental transparente (4) con un diámetro de 5" que permite observar el comportamiento del fluido y los recortes.
- Existe un separador (5) que permite separar el aire (cuando es usado) y el líquido de control al salir del sistema. Después los sólidos son separados en un tanque de depositación (6). Los sólidos son devueltos al tanque almacenador y el líquido retorna al sistema.
- Posee un medidor de flujo (7) a la salida del sistema para contabilizar la cantidad de fluido que sale del tubo experimental.
- El simulador puede ser operado a distintos ángulos de inclinación, desde 0 a 90 grados de la vertical, gracias a una winche hidráulico (8).
- El sistema también permite incorporar aire al sistema mediante un compresor de aire (9) y un medidor de aire (10)
- Todo el sistema es controlado desde una caseta (11) en donde se registran digitalmente todos los parámetros que pueden ser medidos, como la presión diferencial en distintos puntos de la tubería, la temperatura del sistema, el gasto de la bomba, la inclinación del pozo, la velocidad de flujo, etc.

Alrededor de 600 pruebas fueron realizadas usando arena de aproximadamente 0.762 mm de diámetro y un rango de gasto del fluido limpiador. Se manejaron ángulos desde 40° hasta 90°. Los resultados y las discusiones fueron enfocadas en el caso de que la tubería estuviera posicionada en la parte baja de la tubería de

revestimiento (excentricidad = 100%). Adicionalmente desarrollaron una correlación para predecir la velocidad crítica del fluido. La comparación de los resultados del modelo y de los experimentos mostró una buena aproximación con un rango de error entre $\pm 10\%$ para la mayoría de los casos. Las condiciones base bajo las cuales fueron realizadas las pruebas son las siguientes:

<i>Li y Walker</i>	
Diámetro de recorte (mm)	0.762
Diámetro Hoyo (in)	5
Diámetro Tubería perforación (in)	2.375
Densidad fluido (gr/cm ³)	1
Densidad del sólido (gr/cm ³)	2.71
Viscosidad Plástica (cP)	1
Tipo de fluido	Agua

Tabla 5.1. Condiciones de operación del experimento realizado por Li y Walker⁽³⁰⁾

Los principales resultados obtenidos de los experimentos de Li y Walker se muestran en las figuras 5.2, 5.3 y 5.4. Adicionalmente se superponen los resultados del modelo desarrollado en esta tesis bajo las mismas condiciones de operación de los experimentos llevados a cabo por Li y Walker. La línea azul con puntos triangulados muestran los resultados de los experimentos mientras que la línea roja sin puntos muestra los resultados obtenidos con el modelo:

En la figura 5.2 se puede apreciar que mientras mayor es el gasto, la cama de arena se va disolviendo gradualmente con un ritmo de penetración constante y un ángulo de inclinación de 90°. De acuerdo a la tendencia de las curvas los resultados del modelo son congruentes con los resultados de los experimentos. Desde un gasto de 1 BPM hasta 3 BPM las diferencias no son mayores a un 10%, pero después de 3 BPM la diferencia entre los resultados del modelo y los resultados del experimento llegan a alcanzar hasta un 20%. Pero aún así los resultados del modelo siguen exhibiendo resultados aceptables.

Efecto del gasto en el área ocupada por la cama de arena

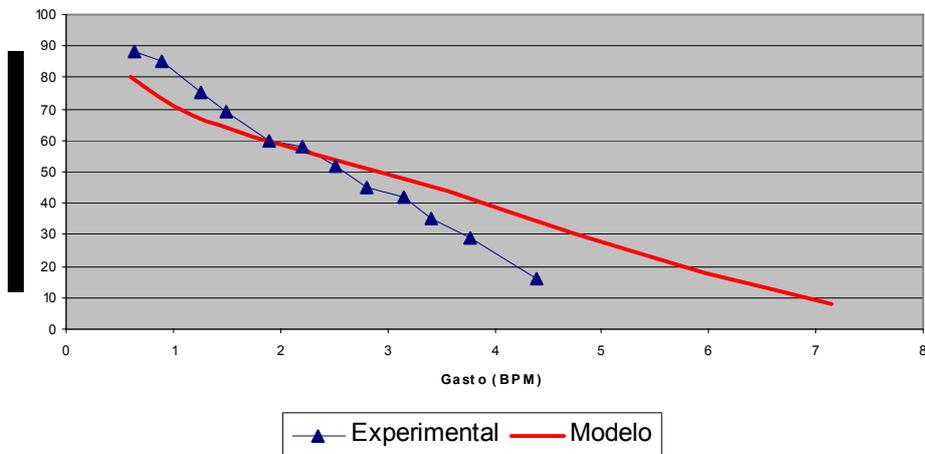


Figura 5.2. Efecto del gasto en el área de la cama de arena. Comparación entre el experimento de Li y Walker⁽³⁰⁾ y el modelo propuesto.

En la figura 5.2 se muestra la comparación entre el experimento de Li y Walker⁽³⁰⁾ y el modelo propuesto en el área ocupada por la cama de arena a distintos gastos de operación, con una excentricidad de 1, para un pozo horizontal y una velocidad de penetración de la herramienta de 10 m/hr

Efecto del ángulo de inclinación en el área ocupada por la cama de arena

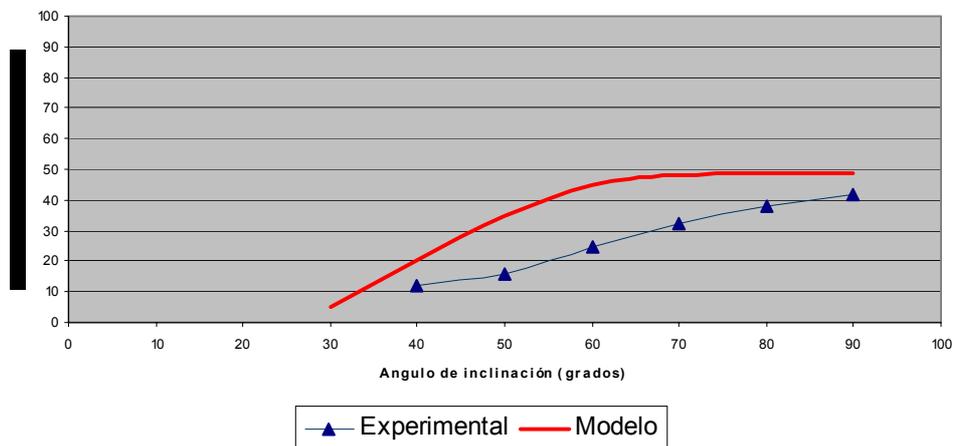


Figura 5.3. Efecto del ángulo de inclinación en el área de la cama de arena. Comparación entre el experimento de Li y Walker⁽³⁰⁾ y el modelo.

En la figura 5.3 se muestra la comparación entre el experimento de Li y Walker⁽³⁰⁾ en el efecto del ángulo de inclinación sobre el área ocupada pos la cama de arena

cuando variamos el ángulo de inclinación, con un gasto de 3 BPM, excentricidad de 1 y una velocidad de la herramienta de 10 m/hr

De acuerdo a la figura 5.3, mientras más inclinado este el pozo, una mayor cantidad de partículas de arena se depositaran en la parte baja de la tubería de revestimiento (TR), manteniendo un gasto constante. Mientras menos inclinado este el pozo, la formación de la cama de arena en la parte baja de la tubería de revestimiento ira desapareciendo, pero si el gasto de limpieza sigue siendo inadecuado, las partículas se seguirán depositando pero solo que lo harán hacia el fondo del pozo. En cuanto a las diferencias entre los resultados de los experimentos y el modelo, a ángulos bajos entre 40 y 45 grados las diferencias son de alrededor del 10 %, igual sucede para altos ángulos entre 80 y 90 grados. La mayor discrepancia se observa en ángulos intermedios, entre 50 y 70 grados, en donde las deferencias llegan a alcanzar hasta el 20%.

Efecto de la Velocidad de penetración sobre el area ocupada por la cama de arena

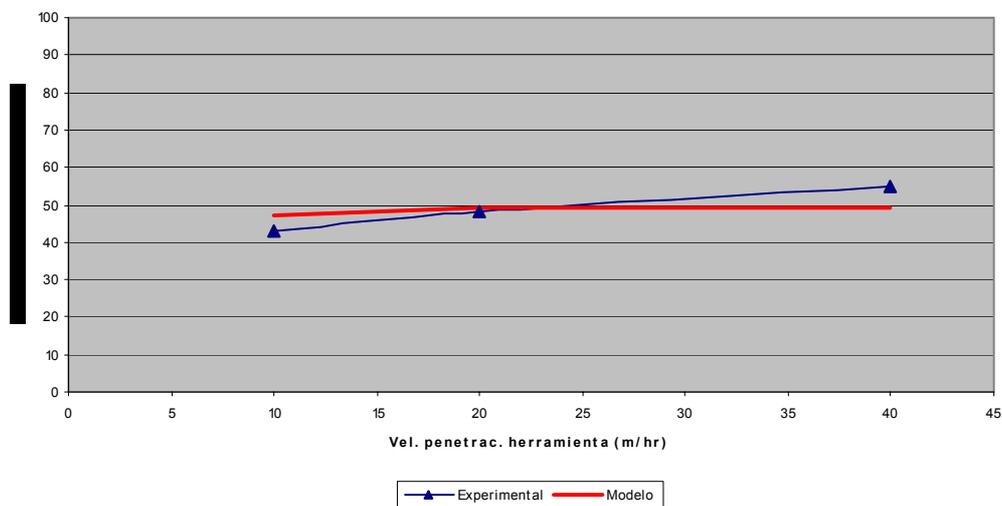


Figura 5.4.. Efecto de la Vel. Herramienta en el área ocupada por la cama de arena. Comparación entre el modelo y el experimento de Li y Walker⁽³⁰⁾

En la figura 5.4 se muestra el efecto de la velocidad de penetración de la herramienta sobre el área ocupada por la cama de arena en un pozo horizontal, con una excentricidad de 1 y un gasto constante de 3 BPM.

En esta figura (5.4) se puede apreciar que los valores del experimento y los valores del modelo presentan una buena aproximación. Se puede observar que la velocidad de penetración tiene un ligero efecto sobre el área ocupada por la cama de arena. La variación de la velocidad de penetración jugará un papel más significativo en el tiempo de formación de la cama de área más que en su espesor. Una vez formada la cama de arena, esta solo sufrirá ligeras alteraciones junto con la variación de la velocidad de penetración.

5.2 VALIDACIÓN CON MODELOS ANTERIORES

También se validaron los resultados con el modelo propuesto por Hyun Cho, Shah, y Osisanya⁽¹³⁾. El modelo de Cho⁽¹³⁾ es un nuevo enfoque del modelo de capas, en donde supone la formación de tres capas, una cama de arena estacionaria, una cama de arena en movimiento y una región de suspensión heterogénea. En la tabla 5.2 se pueden observar los parámetros usados para ambas simulaciones, mientras que en la tabla 5.3 se muestran los valores obtenidos tanto para el modelo de Hyun Cho como para el modelo propuesto en este trabajo.

Parámetro	Valor (unidades de campo)
Angulo:	90
Excentricidad (%)	100
U_{TF} m/hr	20
Diametro interno TR (in)	5.012
Diametro TF (in)	1.9
Diametro partícula (in)	0.25
Densidad de la arena (gr/cm ³)	2.62
Densidad fluido (gr/cm ³)	1.1
Tipo de fluido	De baja viscosidad
n	0.698
K ((kg s ⁿ⁻² /m))	0.295

Tabla 5.2. Parámetros usados en la simulación del modelo de Hyun Cho⁽¹³⁾ y en el modelo propuesto.

Gasto (BPM)	Modelo de Hyun Cho					Modelo propuesto	
	y_{mb} (cm)	y_{sb} (cm)	$y_{mb} + y_{sb}$ (cm)	A_{sb}/Aa (%)	$A_{(mb + sb)}/Aa$ (%)	y_b (cm)	Ab/Aa (%)
0.6	1.8	6.7	8.5	45.52	66.07	9.7	78.70
1.2	2.02	6.04	8.06	37.81	61.17	8.6	67.16
2.5	1.67	6.48	8.15	42.95	62.18	7.5	54.79
3.7	0.65	7.5	8.15	54.79	62.18	6.5	43.18
4.9	0.57	5.81	6.38	35.13	41.78	5.3	29.22
6.2	0.12	4.78	4.9	23.31	24.65	4.2	18.09
7.4	0.1	0.1	0.2	0.05	0.15	2	5.17

Tabla 5.3. Resultados de la simulación del modelo de Hyun Cho⁽¹³⁾ y del modelo propuesto.

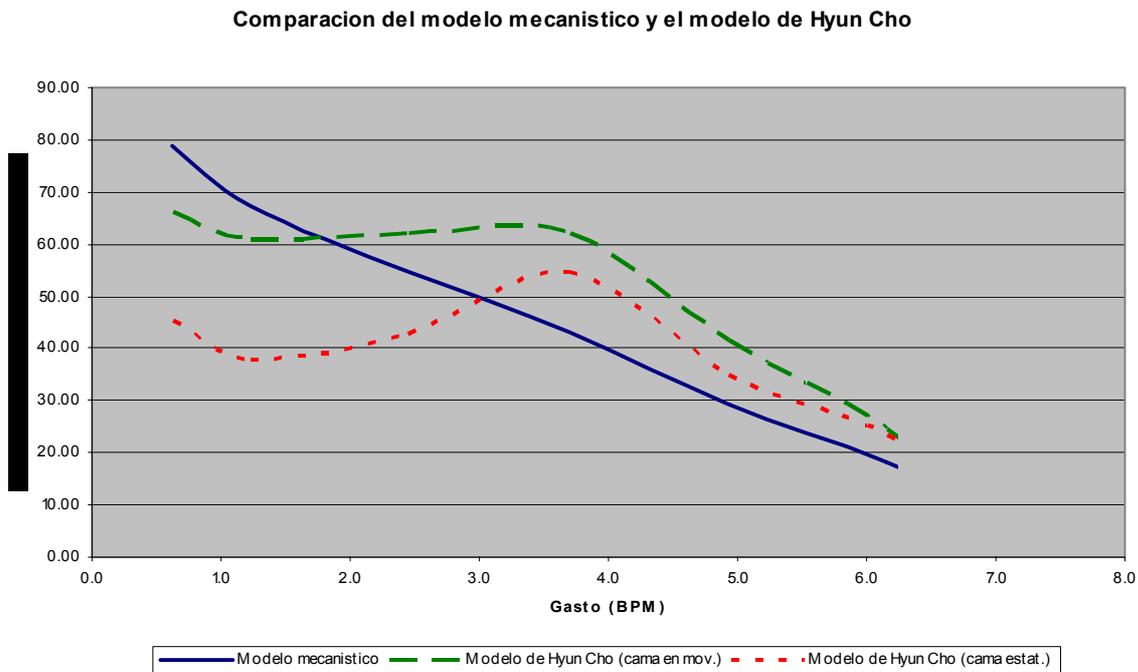


Figura 5.5. Comparación entre el modelo de Hyun Cho y el modelo propuesto.

En la figura 5.5 se puede observar la tendencia de los dos modelos, con lo cual se corrobora la congruencia del modelo propuesto. Obsérvese que las línea punteada representa la altura de la cama de arena estática del modelo de Cho mientras que

la diferencia entre la línea entrecortada y la línea punteada es la altura de la cama en moviendo. Por lo tanto, la altura total de la cama de arena que se forma en la parte baja de la TR esta representada por la línea entrecortada, y al compararla con la altura de la cama de arena que predijo el modelo propuesto, estas exhiben valores muy similares. Cabe resaltar que en gastos comprendidos entre 3 BPM a 5 BPM existe una diferencia de aproximadamente 30%. Se presume que estas diferencias radica en que el modelo de Hyun Cho predice la altura de una cama estacionaria y una cama en movimiento, mientras que el modelo propuesto solo considera una cama de arena que puede estar o no en movimiento y no predice si las dos se encuentran presentes de forma simultánea.

6. ANALISIS Y DISCUSIÓN DE LOS RESULTADOS

Los parámetros base que fueron tomados para realizar las simulaciones son los siguientes:

Parámetro	Valor (unidades de campo)
Angulo:	40°- 90°
Excentricidad (%)	100
U_{TF} m/hr	20
Gasto (BPM)	0.5 - 10
Diametro TR (in)	5 1/2", 7", 9 3/8"
Diametro TF (in)	1", 2", 2 3/8"
Diametro partícula (in)	0.1
Densidad de la arena (gr/cm ³)	2.62
Densidad fluido (gr/cm ³)	1.1
Tipo de fluido	Bentonítico de baja viscosidad
n	0.698
K ((kg s ⁿ -2/m))	0.295

Tabla 6.1. Parámetros base usados en la simulación

6.1 EFECTO DEL GASTO EN LA FORMACIÓN DE LA CAMA DE ARENA.

Se ha observado que para todos los casos, el parámetro más efectivo para prevenir la formación de la cama de arena durante la limpieza del pozo es el gasto del fluido, en otras palabras la velocidad anular del fluido. La figura 6.1 muestra el efecto de este parámetro con relación al porcentaje del área ocupada por la cama de arena dentro del espacio anular. En esta figura también se evidencia el efecto que produce el ángulo de inclinación en la erosión de la cama de arena. Se observa que para erosionar por completo la cama de arena bajo las condiciones mencionadas en la tabla 5.1, hacen falta gastos superiores a los 5 BPM. En otras palabras mientras mayor sea el gasto menor será el área ocupada por la cama de arena. El gasto crítico es definido como el mínimo gasto necesario para mantener las partículas en suspensión. El gasto crítico para una configuración de pozo como

la mostrada en la figura 6.1 será de 6.5 BPM para pozos con 40 grados de inclinación y de 7.8 BPM para pozos con inclinaciones entre 70 y 90 grados.

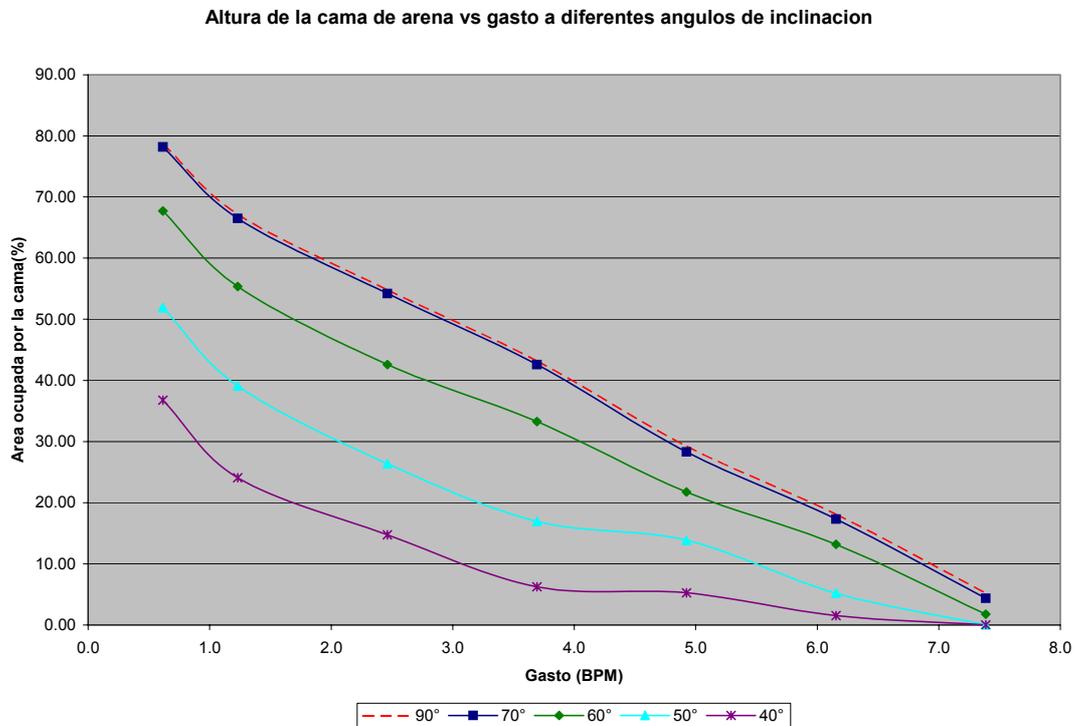


Figura 6.1. Gasto vs el área ocupada por la cama de arena. Distintos ángulos de inclinación, TR de 5 ½ y TF de 2”

6.2 VELOCIDAD CRÍTICA.

La velocidad crítica esta directamente relacionada al gasto y a la configuración del pozo o espacio anular. La velocidad crítica no es más que la velocidad mínima necesaria para prevenir la formación de la mencionada cama de arena. Según se observa en la figura 6.2, la velocidad crítica para pozos con más de 70 grados de inclinación, bajo las condiciones de la simulación, es de 195 cm/seg, mientras que para pozos con ángulos de 40 grados la velocidad crítica es de 170 cm/seg. Obviamente en pozos con menor ángulo de inclinación (figura 6.2) la velocidad crítica será menor, es decir el aumento de la velocidad crítica es proporcional al

aumento de la inclinación. Esto se debe principalmente a que en pozos altamente inclinados la velocidad vertical del fluido disminuye y por ende la velocidad absoluta del fluido necesaria para acarrear la totalidad de las partículas aumentará, es decir, a medida que el ángulo con respecto a la vertical aumenta, la componente “y” de la velocidad absoluta disminuye, por lo que se hace necesario aumentar la velocidad absoluta para que la velocidad vertical aumente. Como ya sabemos la velocidad vertical del fluido es fundamental para mantener las partículas en suspensión y acarrearlas hasta la superficie.

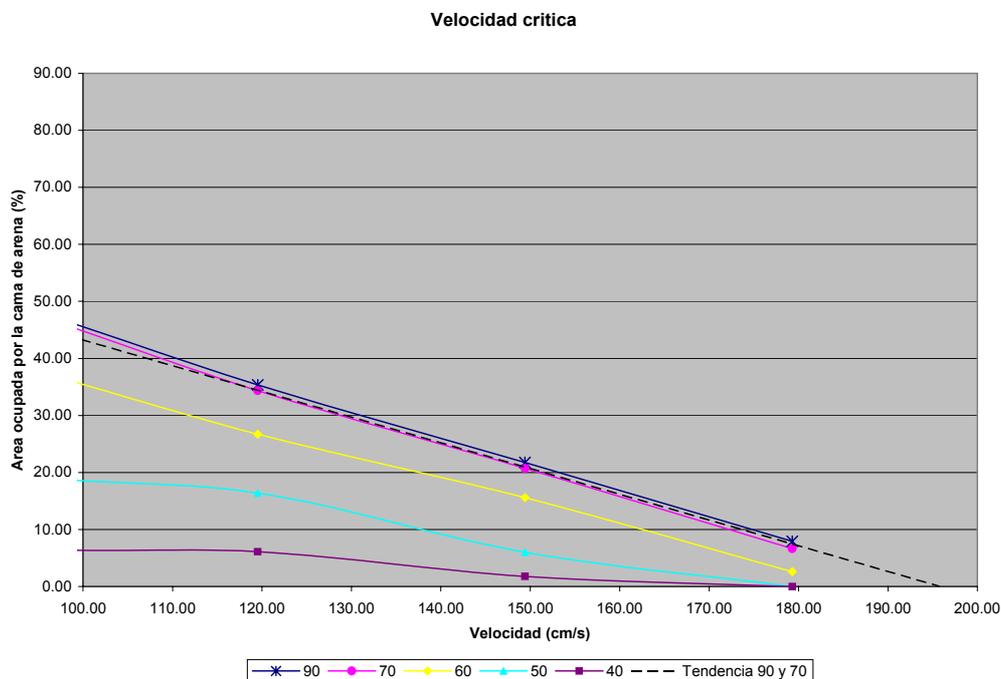


Figura 6.2. Velocidad absoluta vs el área ocupada por la cama de arena. Distintos ángulos de inclinación, TR de 5 ½ y TF de 2”

6.3 EFECTO DEL ÁNGULO EN LA FORMACIÓN DE LA CAMA DE ARENA.

El ángulo al igual que el gasto, es uno de los parámetros determinantes a la hora de realizar la programación de una limpieza del pozo, pero a diferencia del gasto, este no es controlable y depende de las condiciones del pozo. Como es observado en la figura 6.3, la altura de la cama de arena aumenta drásticamente con el

aumento del ángulo del pozo, con un gasto constante. Se puede observar, como en los casos anteriores, que el comportamiento de las partículas de arena en pozos con ángulos superiores a 70 grados es muy similar, es decir la altura de la cama de arena formada en un pozo con 70 grados es casi igual a la formada en un pozo con 90 grados de inclinación; a diferencia de un pozo de 40 grados comparado con uno de 60 grados, a pesar de que la diferencia entre ambos también es de 20 grados. Esto se observa claramente en el comportamiento exponencial de las curvas en la figura 6.3. A 40 grados de inclinación, la altura de la cama de arena se hace muy pequeña después de los 3.5 BPM y va disminuyendo lentamente hasta disolverse cuando se alcanza el gasto crítico de 6 BPM (figura 6.1).

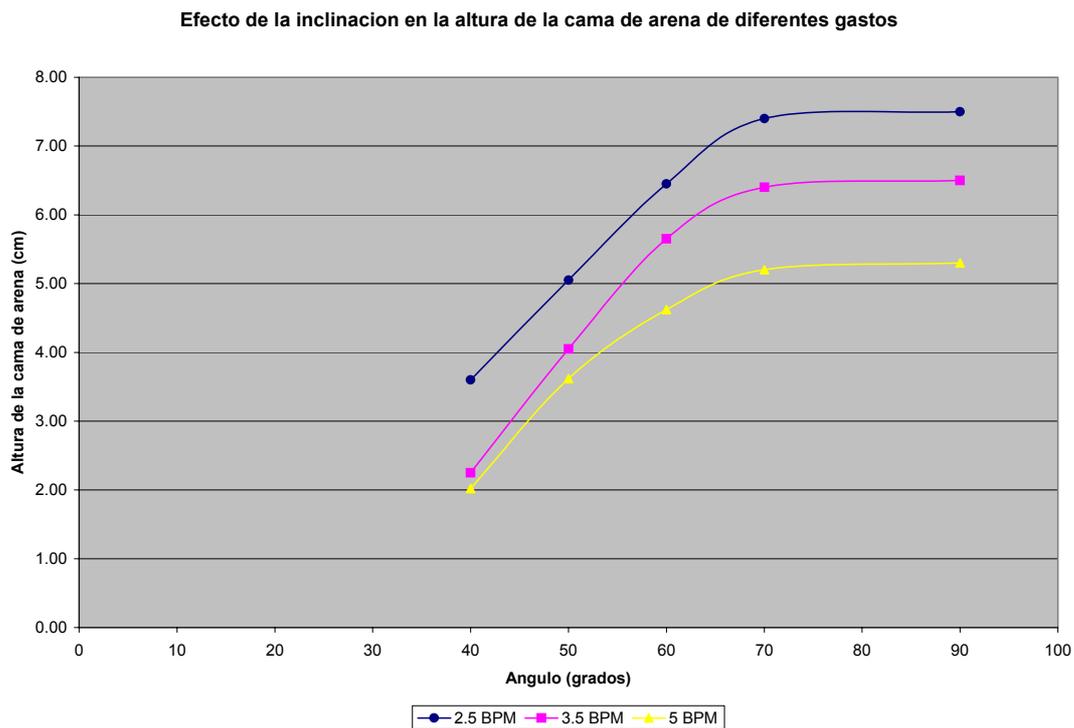


Figura 6.3. Ángulo de inclinación vs el área ocupada por la cama de arena. Diferentes gastos, TR de 5 ½ y TF de 2”

6.4 EFECTO DE LA VELOCIDAD DE LA TUBERÍA FLEXIBLE EN LA FORMACIÓN DE LA CAMA DE ARENA.

Otro parámetro analizado es el efecto de la velocidad con que la tubería flexible es introducida en la zona de arenamiento. En la figura 6.4 se observa que este parámetro tiene un suave efecto en la formación de la cama de arena. La variación en la velocidad de la TF tiene un efecto más significativo en el tiempo en que tarda en formarse la cama de arena, más que en la altura que esta alcanza. Una vez que se forma la cama de arena las variaciones que sufre por efecto del aumento de la velocidad de la tubería flexible son pequeñas pero no despreciables.

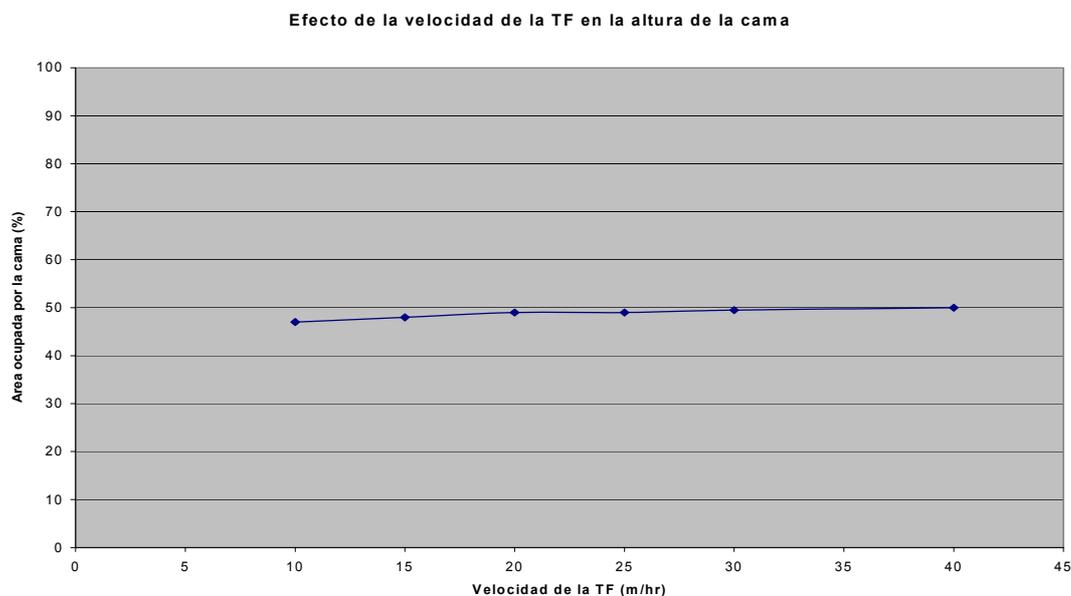


Figura 6.4. Efecto de la velocidad de la TF en la altura de la cama de arena. 90° de inclinación, Q = 3 BPM, TR de 5 ½ y TF de 2”

6.5 EFECTO DE LAS PROPIEDADES DEL FLUIDO EN LA FORMACIÓN DE LA CAMA DE ARENA.

El éxito de las operaciones de limpieza esta sujeto a la adecuada selección del fluido limpiador. En las figuras 6.5 y 6.6 se observa el efecto generado en la

erosión de la cama de arena por dos fluidos, agua y un fluido bentonítico de baja viscosidad (Fluido base para la simulación cuyas propiedades son mostradas en la tabla 6.1). La línea con rombos denota el fluido bentonítico y la línea con triángulos denota al agua. Como se puede observar, un decremento en la viscosidad y en la densidad del fluido (el agua es de menor densidad y viscosidad que el fluido base) aumentará la altura de la cama de arena, pero a gastos mayores a 7 BPM el efecto es similar, esto se debe a que la viscosidad efectiva del fluido en cuestión disminuye conforme aumenta el gasto de limpieza. Hay que tener en mente que para la limpieza de pozos horizontales, como se mostrará mas adelante, se requiere de regímenes de flujo turbulento para una eficiente limpieza del pozo, por lo tanto a la hora de elegir el fluido limpiador, hay que considerar las pérdidas por fricción que se generarán con los gastos para alcanzar este régimen de flujo, así como las características de la formación.

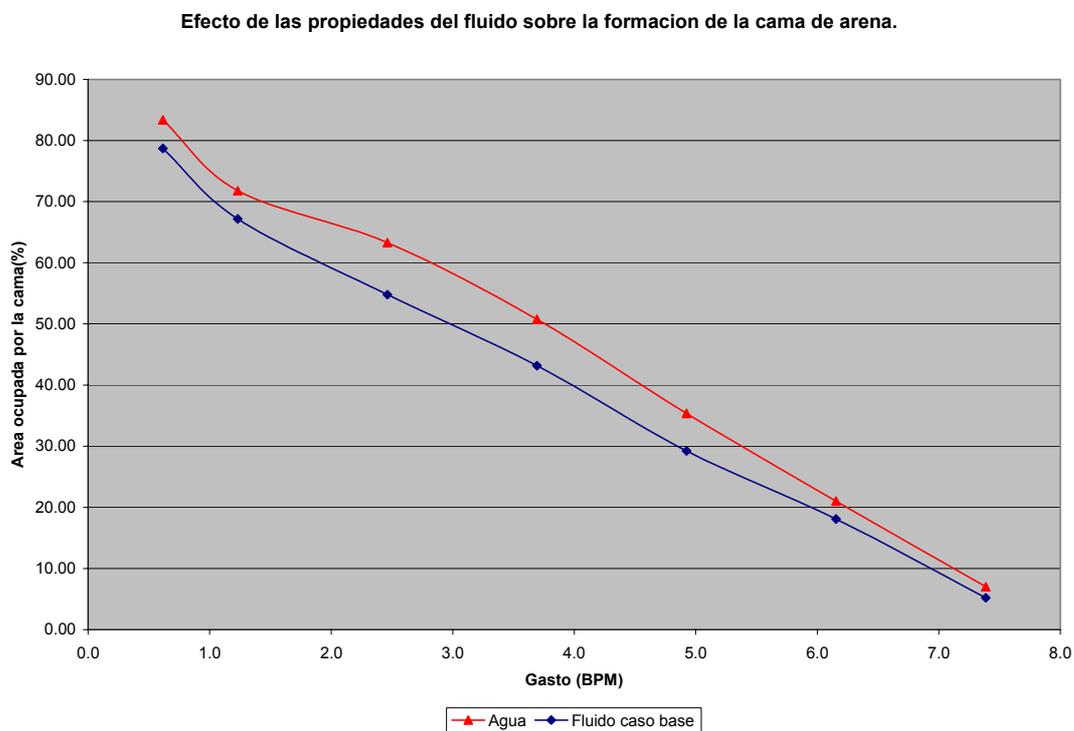


Figura 6.5. Efecto de las propiedades reológicas del fluido en pozos horizontales. TR de 5 ½ y TF de 2”.

En la figura 6.6 también se observa que para ángulos de inclinación de 40 grados y gasto constante de 5 BPM, el efecto de ambos fluidos es similar. Esto evidencia que en pozos con ángulos menores a 40 grados, el transporte de las partículas hacia la superficie dependerá en mayor grado del gasto de limpieza que de las propiedades de densidad y viscosidad del fluido, tomando como base los dos fluidos comparados.

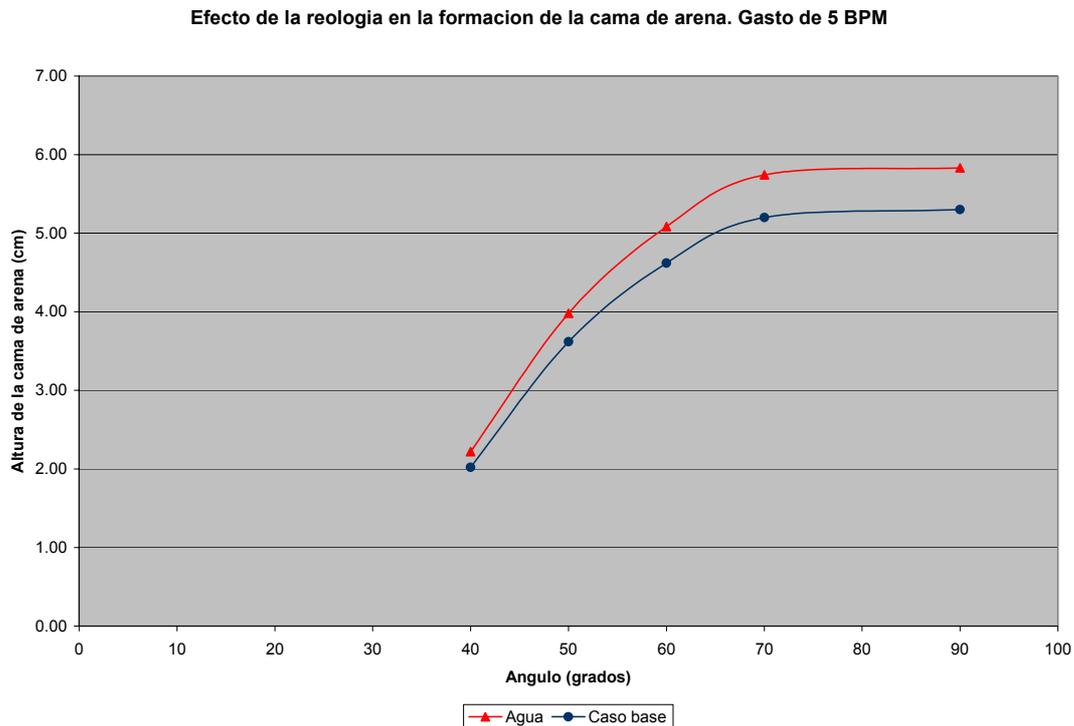


Figura 6.6. Efecto de las propiedades reológicas a diferentes ángulos de inclinación. Q = 5 BPM, TR de 5 ½ y TF de 2”

6.6 EFECTO DEL ESPACIO ANULAR EN LA FORMACIÓN DE LA CAMA DE ARENA.

Otro parámetro muy importante en la eficiencia de la limpieza del pozo es la adecuada selección de la tubería flexible. En las figuras 6.7 y 6.8 se muestra el efecto que tiene el espacio anular sobre el gasto requerido para erosionar la cama

de arena. El aumento en el diámetro de la tubería flexible, o mejor dicho la reducción del espacio anular, traerá como consecuencia una considerable disminución en los gastos requeridos para erosionar la cama de arena. Se observa en las dos figuras que mientras mayor es el gasto, mayor es la diferencia entre los valores de la altura de la cama de arena en relación a la tubería flexible utilizada. Para una TR de 7" (figura 6.8) serán necesarios gastos superiores 12 BPM para poder prevenir la formación de la cama de arena y por ende obtener un resultado exitoso en la limpieza, esto es una limitante porque las caídas por fricción que se generarían en la TF de 2 7/8 serían excesivas, tomando en consideración los dos fluidos analizados. Será necesario analizar cuidadosamente el tipo de fluido a utilizar, el cual podría ser espuma o aire, para minimizar las pérdidas por fricción dentro de la TF. Dicho análisis escapa del alcance de esta tesis porque una de las limitantes del modelo propuesto es que se considera solo fluido incompresible.

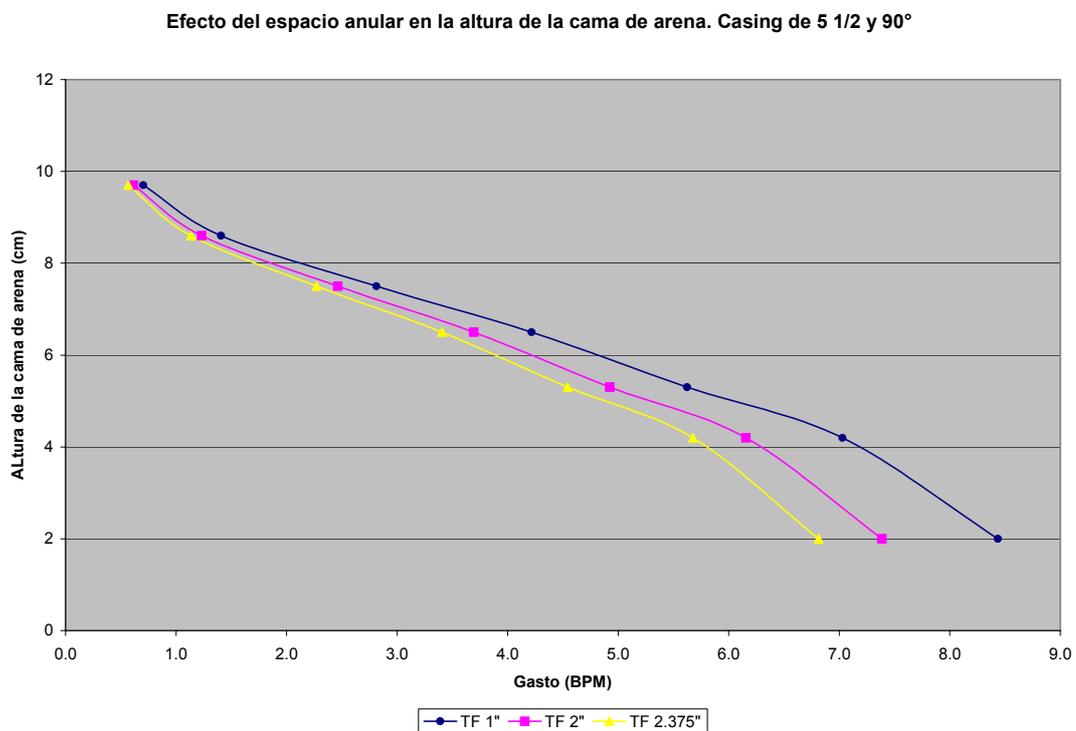


Figura 6.7. Efecto del espacio anular en la altura de la cama de arena. TR de 5 1/2 y 90° de inclinación.

El diámetro crítico del pozo a limpiar es determinado de acuerdo al fluido seleccionado y a las máximas condiciones de operación a las que se puede someter el yacimiento. Entiéndase diámetro crítico, como el máximo diámetro del pozo para el cual se puede acarrear toda la arena depositada en el fondo del mismo, con un ángulo constante y con el gasto máximo permisible de acuerdo a condiciones operacionales. En este caso en particular el diámetro crítico sería la TR de 5 1/2", ya que se realizaría una efectiva limpieza del pozo con tubería flexible de 2 3/8" y gastos no mayores a los 8 BPM.

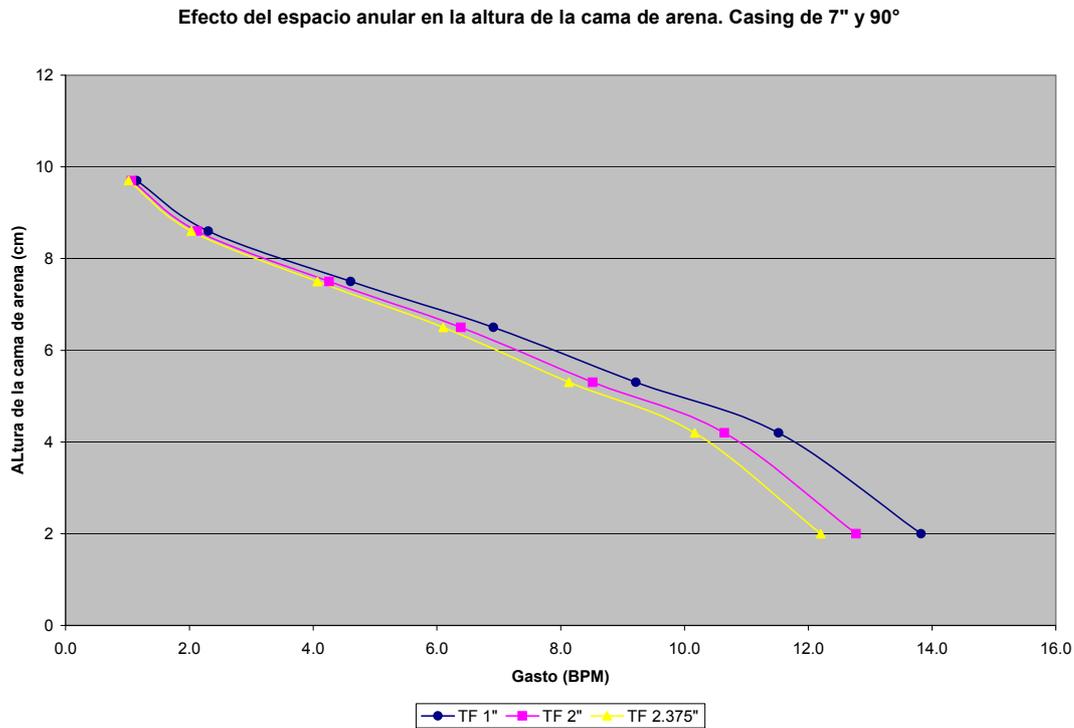


Figura 6.8. Efecto del espacio anular en la altura de la cama de arena. TR de 7" y 90° de inclinación.

6.7 CAÍDAS DE PRESIÓN EN TF DE 2 3/8 POR EFECTO DEL INCREMENTO DEL GASTO.

Como explicamos en el caso anterior las caídas por fricción en el interior de la TF es factor determinante para la selección del fluido y de la TF a utilizar, considerando las máximas condiciones de operación. En la figura 6.9 se pueden apreciar las caídas de presión por fricción para los dos fluidos analizados anteriormente y suponiendo una profundidad del pozo de 1000 metros. Se observa la excesiva caída de presión generada por el fluido bentonítico de baja viscosidad por encima de 100 kg/cm² (línea con rombos), con lo cual se descartaría el uso de este fluido para limpiar un pozo completado en un yacimiento depresionado a una profundidad de 1000 metros, por ende las condiciones del yacimiento es un parámetro muy importante que hay que tomar en consideración a la hora de realizar la planificación de la limpieza del pozo. Las caídas de presión generadas en el interior de la TF por el agua son menores, debido a que dependen directamente de la densidad y la viscosidad del fluido.

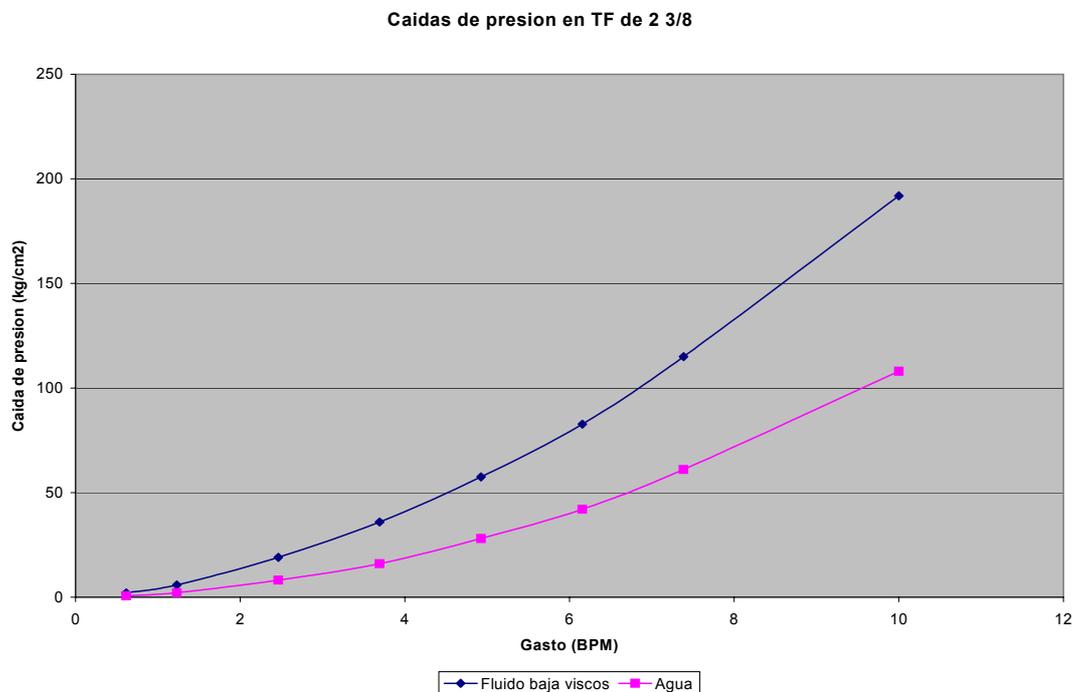


Figura 6.9. Caídas de presión por fricción en TF de 2 3/8". Longitud de TF de 1000 metros.

6.8 EFECTO DEL GASTO SOBRE LAS VELOCIDADES IN SITU DE LA CAMA DE ARENA Y DE LA SUSPENSIÓN.

Como es de esperarse un aumento en el gasto genera un aumento en las velocidades in situ de la región de suspensión y de la cama de arena. En la figura 6.10 se puede observar que la cama de arena permanece estática con gastos menores a 5 BPM (línea con círculos), con el pozo simulado a 90 grados de inclinación. A pesar de que a este gasto la cama de arena no se ha disuelto por completo, es transportada a la superficie por un mecanismo de rodamiento, por lo cual se puede inferir que a gastos superiores a 5 BPM, bajo las condiciones simuladas, se puede obtener una eficiente limpieza del pozo aun cuando no se haya erosionado por completo la cama de arena, es decir no es necesario alcanzar el gasto crítico de 7.5 BPM para limpiar el pozo completamente. Esto es importante porque en el momento que el gasto este limitado por las condiciones de operación mencionadas anteriormente, se podrá evaluar la eficiencia de limpieza llevando las particular de arena hacia la superficie por el mencionado mecanismo de rodamiento.

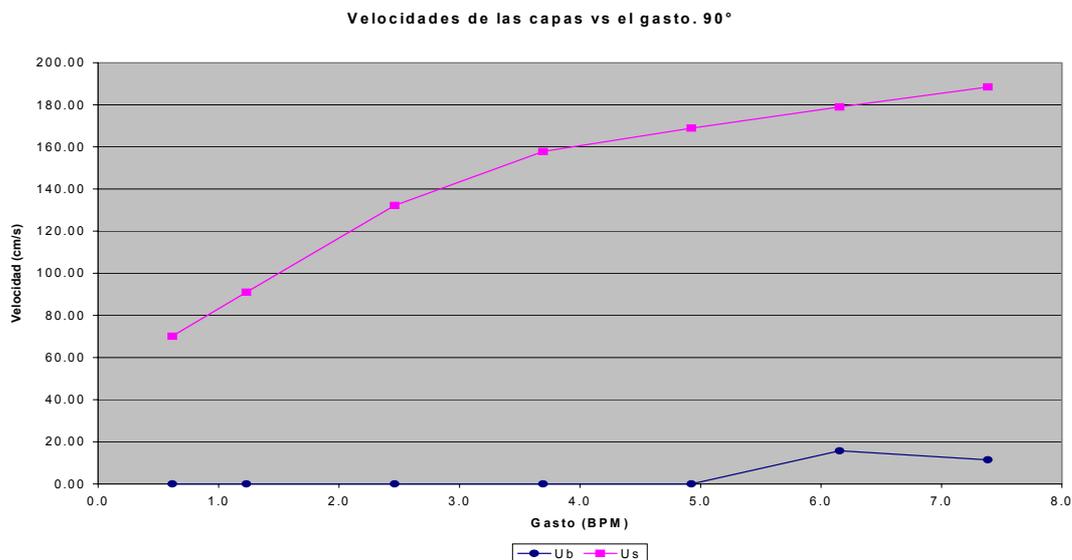


Figura 6.10. Perfil de velocidades de las regiones de suspensión y de la cama de arena. 90 grados de inclinación, TR de 5 1/2" y TF de 2"

6.9 EFECTO DEL NÚMERO DE REYNOLDS DE LA SUSPENSIÓN SOBRE LA FORMACIÓN DE LA CAMA DE ARENA.

Como ya se mencionó anteriormente el número de Reynolds es determinante a la hora de obtener éxito en la limpieza del pozo. Para la limpieza de arena con tubería flexible, se recomienda alcanzar regímenes de flujo turbulento en pozos medianamente y altamente inclinados. Esto se evidencia en la figura 6.11, donde se aprecia que para erosionar por completo la cama de arena se necesitan alcanzar Regímenes de flujo por encima de 2000 Reynolds (flujo turbulento), el cual es dependiente de la velocidad in situ del fluido, al diámetro equivalente del espacio anular, de la densidad y viscosidad del fluido.

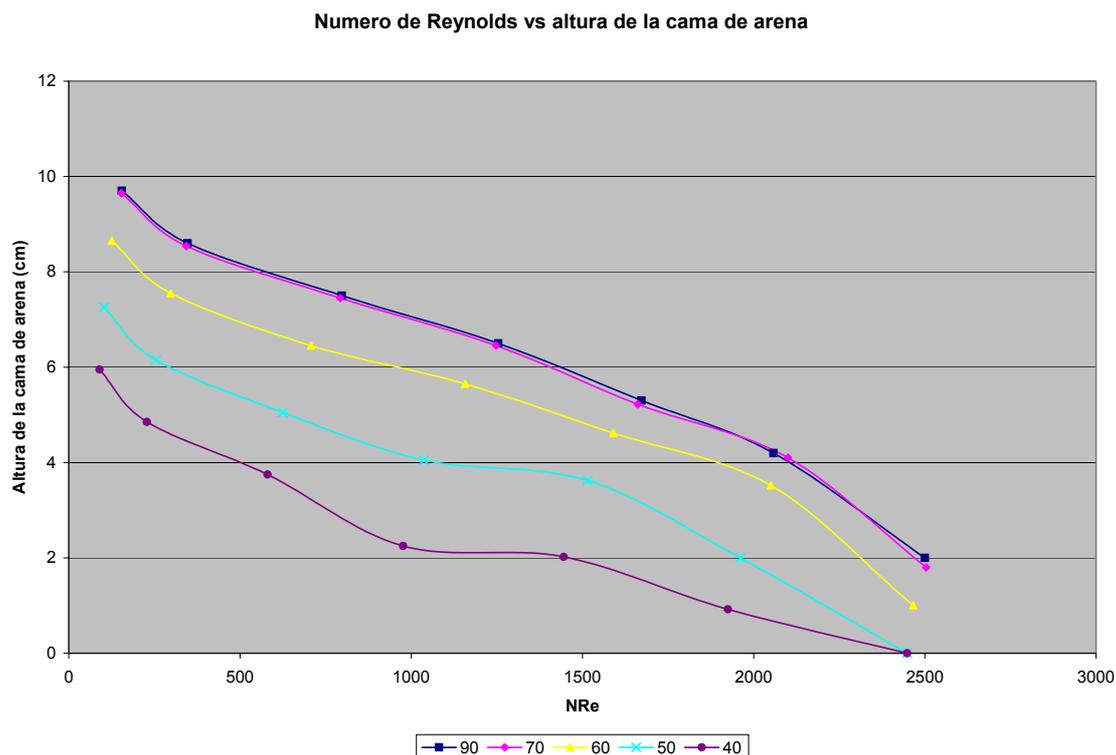


Figura 6.11. Efecto del Número de Reynolds sobre la altura de la cama de arena.
TR de 5 ½" y TF de 2"

6.10 EFECTO DEL NÚMERO DE REYNOLDS DE LA SUSPENSIÓN EN LA VELOCIDAD DE LA CAMA DE ARENA.

El número de Reynolds también tiene un ligero efecto sobre la velocidad de la cama de arena. En pozos con ángulos de 60 grados, bajo las condiciones de simulación, se deberá alcanzar el régimen turbulento para que la cama de arena pueda iniciar su movimiento ascendente, como se evidencia en la Figura 6.11, donde la velocidad de la cama de arena a 60 grados esta representada por la curva rosa. Por otro lado, en pozos horizontales no es necesario que se alcance el régimen turbulento para iniciar el movimiento e la cama de arena (curva azul), esta iniciará su movimiento en valores menores a 2000 Re.

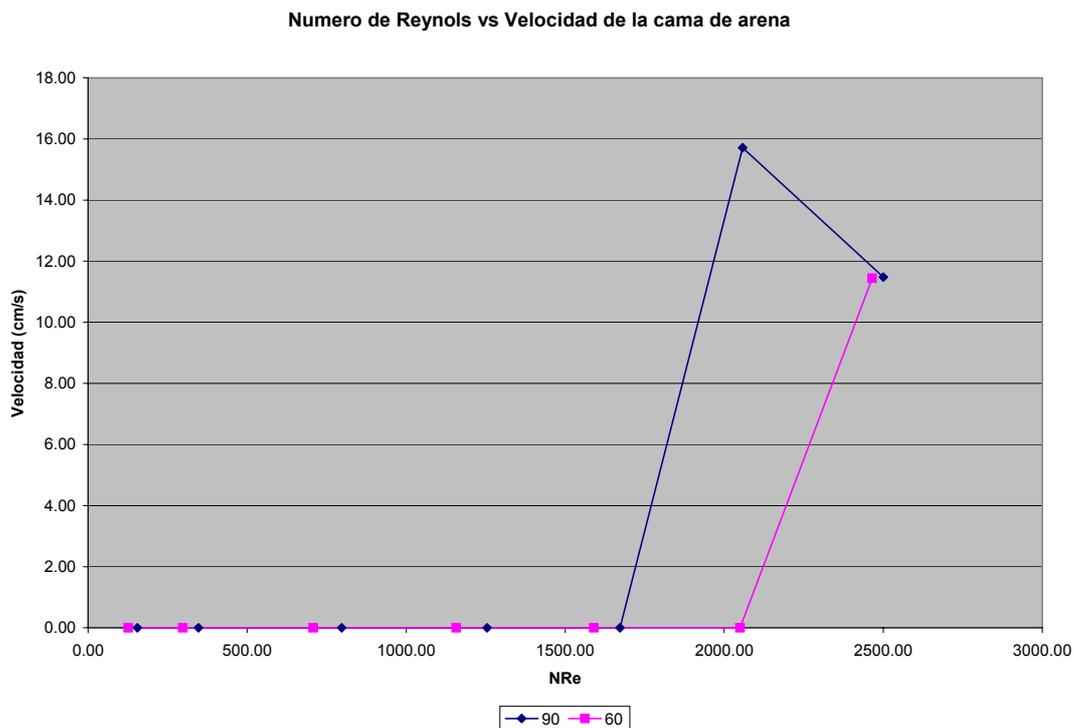


Figura 6.12. Efecto del Número de Reynolds sobre la velocidad de la cama de arena. TR de 5 ½" y TF de 2"

6.11 EFECTO DEL GASTO SOBRE LA VISCOSIDAD EFECTIVA DEL FLUIDO LIMPIADOR.

El fluido de ley de potencia tiene un comportamiento exponencial en cuanto a la relación de velocidad de corte y esfuerzo de corte, es por esto que mientras mayor sea la velocidad de corte, la viscosidad efectiva del fluido disminuirá hasta hacerse constante a altas velocidades de cortes. La velocidad de corte depende directamente de la velocidad del fluido como se muestra en la ecuación C.8 del apéndice C. En la figura 6.13 se muestra este comportamiento, obsérvese la tendencia de la viscosidad efectiva, a altos gastos la viscosidad tiende a volverse constante. Este es un factor importante porque mientras menor sea la viscosidad del fluido mayor será el número de Reynolds.

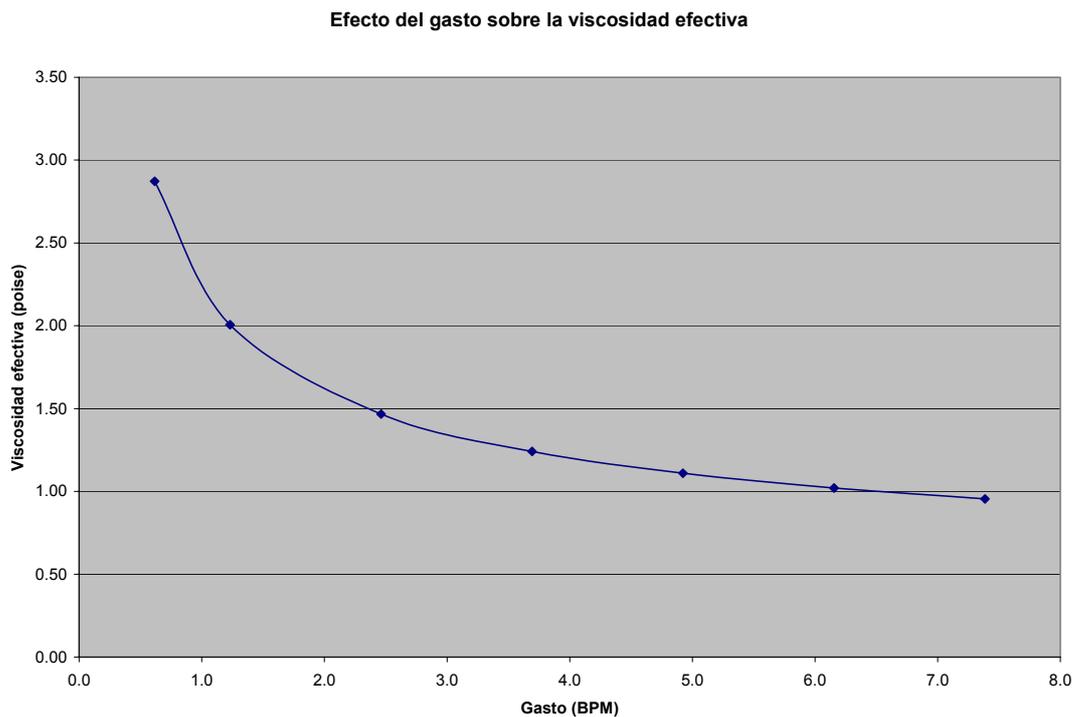


Figura 6.13. Efecto del gasto sobre la viscosidad efectiva.

6.12 EFECTO DEL ÁNGULO SOBRE EL MOVIMIENTO DE LA CAMA DE ARENA.

En la tabla 6.2 se observan los valores obtenidos en la simulación en cuanto al gasto, al ángulo de inclinación y la velocidad de la cama de arena. Se observa que mientras menor es el ángulo, la velocidad de la cama de arena será menor o estará estática. Analizando cuidadosamente los dos últimos gastos, se observa que cuando el pozo está totalmente vertical la cama de arena se encuentra en movimiento, pero cuando el ángulo es de 70 grados la cama de arena es estática, a pesar de que la altura de la cama es similar en ambos casos, esto se debe a que la fuerza máxima de contacto a vencer para que se inicie el movimiento de las partículas, es directamente proporcional a la altura de la cama de arena e inversamente proporcional a el ángulo de inclinación. Mientras menor sea el ángulo mayor será la fuerza a vencer y mientras mayor sea la altura de la cama mayor será la fuerza máxima. La cama de arena inicia nuevamente su movimiento a 60 grados y 7.4 BPM, pero solo porque la altura de la cama se ha reducido a la mitad y sin embargo la velocidad es menor a que cuando tenia mayor dimensión. Para ángulos menores a 50 grados la cama permanece estática o se ha disuelto por completo.

	Grados:	90		70		60		50		40	
Gasto BPM	U _{in situ} (cm/s)	U _b (cm/s)	y _b (cm)								
0.6	14.94	0.00	9.7	0.00	9.65	0.00	8.65	0.00	7.25	0.00	5.95
1.2	29.88	0.00	8.6	0.00	8.54	0.00	7.55	0.00	6.15	0.00	4.85
2.5	59.77	0.00	7.5	0.00	7.45	0.00	6.45	0.00	5.05	0.00	3.75
3.7	89.65	0.00	6.5	0.00	6.45	0.00	5.65	0.00	4.05	0.00	2.25
4.9	119.54	0.00	5.3	0.00	5.22	0.00	4.62	0.00	3.62	0.00	2.02
6.2	149.42	15.71	4.2	0.00	4.1	0.00	3.52	0.00	2	0.00	0.92
7.4	179.31	11.48	2	0.00	1.8	11.44	1	0.00	0	0.00	0

Tabla 6.2. Velocidad de la cama de arena a distintos ángulos de inclinación

6.13 EFECTO DE LA VELOCIDAD VERTICAL SOBRE LA ALTURA DE LA CAMA DE ARENA.

Como se discutió anteriormente la velocidad vertical de la suspensión juega un papel importante en mantener las partículas suspendidas. En la figura 6.14 se observa como disminuye la velocidad vertical con el incremento del ángulo. Al incrementar la velocidad vertical se pueden soportar las partículas de arena en la región de suspensión. Como lo muestra la curva azul, La velocidad vertical incrementará gradualmente a medida que disminuye el ángulo y eventualmente será igual a la velocidad de la suspensión cuando el pozo sea vertical. Nótese que cuando la velocidad vertical alcanza valores altos (en el punto donde los valores empiezan a presentar una tendencia semirrecta), la altura de la cama de arena empieza a disminuir o a erosionarse (curva verde).

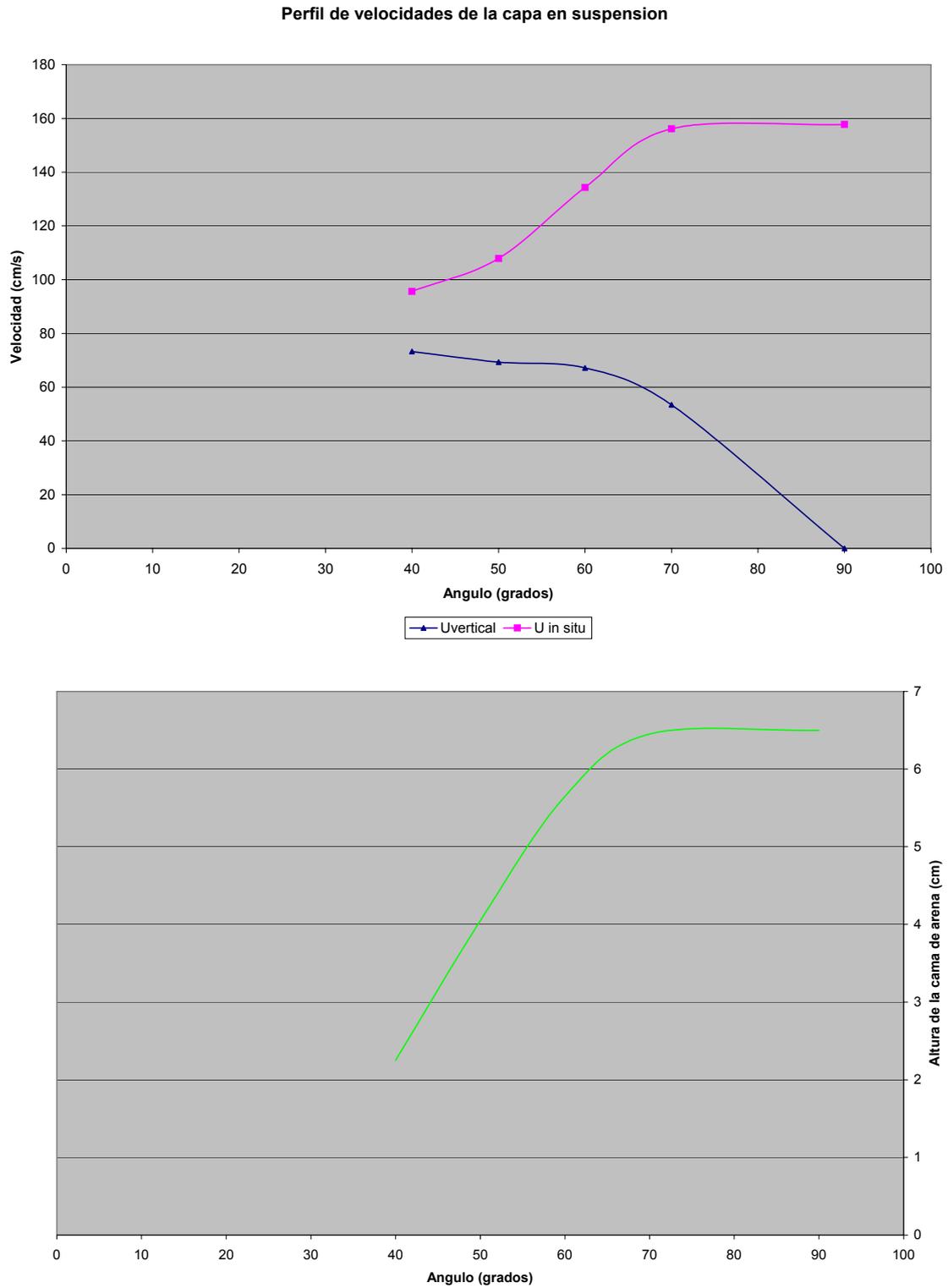


Figura 6.14. Efecto de la velocidad vertical en la formación de la cama de arena.

CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES

7.1 CONCLUSIONES.

- El gasto crítico esta directamente relacionado con la velocidad crítica. La velocidad crítica es el parámetro dominante en la formación de la cama de arena. Para pozos con ángulos superiores a 70 grados es de 195 cm/s, para pozos con ángulos de 40 grados es de 170 cm/s. Al alcanzar la velocidad crítica la cama de arena se disolverá completamente
- El aumento de la velocidad crítica es directamente proporcional al aumento en la inclinación del pozo, debido a que la velocidad vertical del fluido disminuye con el aumento de la inclinación.
- La altura de la cama de arena aumenta drásticamente con el aumento de la inclinación, manteniendo condiciones de operación constantes, pero después de 70 grados esta se mantiene constante. El efecto de la reología del fluido, el gasto y el espacio anular sobre la altura de la cama de arena será el mismo para inclinaciones mayores a 70°.
- La velocidad con que es introducida la tubería flexible a la región de arenamiento, tiene un efecto muy pequeño sobre la altura de la cama de arena en comparación con los demás parámetros analizados.
- El aumento de la viscosidad y la densidad del fluido limpiador traerá como consecuencia una disminución en la altura de la cama de arena, pero tendrá un efecto adverso en las caídas de presión por fricción en el interior de la TF y por ende sobre la formación.

- Para la limpieza de pozos con tubería flexible, deben ser usados fluidos con las menores viscosidades y densidades posibles y así evitar las excesivas caídas de presión por fricción en el interior de la TR. El factor más determinante para prevenir la formación de la cama de arena, y por ende una eficiente limpieza del pozo, es la velocidad anular del fluido.
- Para altos gastos, mayores a 7 BPM, el efecto de la viscosidad y la densidad es menos relevante que el resto de los parámetros estudiados.
- Espacios anulares muy grandes requieren de gastos más elevados para alcanzar una eficiente limpieza, lo cual está limitado a las condiciones máximas de operación del pozo (Presión de fondo estática del pozo).
- El diámetro crítico de la TR, para el caso analizado, es de 5 ½" pudiéndose utilizar TF de hasta 1". Para TR's mayores a 7", TF de 2 3/8 y fluidos líquidos, no es posible la efectiva limpieza del agujero, por lo que se debe analizar la viabilidad de usar otro fluido limpiador (espuma, gas, aire etc.).
- Es posible tener una eficiente limpieza del pozo sin alcanzar la velocidad crítica o el gasto crítico, donde las partículas de arena serán transportadas hacia la superficie por un mecanismo de rodamiento. Por otro lado, si las condiciones máximas de operación del pozo lo permiten, es recomendable alcanzar la velocidad crítica.
- Para una eficiente limpieza en pozos altamente inclinados, es necesario alcanzar regímenes de flujo turbulentos.
- La velocidad de la cama de arena disminuye conforme disminuye el ángulo, Para ángulos menores a 50 grados la cama de arena se mantendrá estática o será disuelta.

- En el punto en que la velocidad vertical presenta una tendencia semi horizontal, a medida que disminuye el ángulo, la cama de arena empezará a erosionarse.

7.2 RECOMENDACIONES.

Para expandir el alcance de esta investigación, se recomienda lo siguiente:

- Incluir en el modelo correlaciones que permitan predecir el comportamiento de fluidos compresibles y de esta manera poder analizar el efecto y la interacción de todos los parámetros analizados, con fluidos tipo espuma, gas o aire.
- Incluir en el modelo el efecto de las presiones de formación y de la incorporación de los fluidos de la formación en el sistema. De esta manera, se podrá analizar el efecto que puedan tener los gases liberados de la formación, en la eficiencia de la limpieza de arena. Es decir, se recomienda incluir correlaciones de flujo multifásico.
- Incluir en el modelo el factor tiempo. Como afecta cada parámetro por separado, en el tiempo que toma realizar la limpieza del pozo y en el tiempo en erosionarse la cama de arena.
- No hay información publicada detallada del efecto del viaje limpiador. Se deben conducir más investigaciones para profundizar en este tema, con el objetivo de determinar correlaciones que permitan predecir la frecuencia y la velocidad del viaje limpiador, e incluir estas correlaciones en el modelo propuesto.
- Analizar analítica y matemáticamente el posible efecto de turbulencia que se pueda generar a nivel del empacador, justo antes de que las partículas pasen a la tubería de producción.

NOMENCLATURA

Las unidades usadas para el desarrollo del modelo corresponden a las del sistema c.g.s.

A_a = Área anular

A_b = Área de la cama de arena

A_s = Área de la suspensión de arena

A_{TR} = Área de la tubería de revestimiento

C_b = Concentración de arena en la cama

C_s = Concentración de arena en la suspensión

C_t = Concentración total de arena en el sistema

C_D = Coeficiente de arrastre

C_L = Coeficiente de levantamiento

ID_{pozo} = Diámetro interno de la tubería de revestimiento

OD_{TF} = Diámetro externo de la tubería flexible

D_h = Diámetro hidráulico

D_{hs} = Diámetro hidráulico de la suspensión

D_{hb} = Diámetro hidráulico de la cama de arena

dP/dz = Gradiente de presión

d_p = Diámetro de las partículas de arena

e = Excentricidad de la tubería flexible

F_A = Fuerza de Arquímedes

F_b = Fuerza de contacto entre las partículas de arena y la pared del pozo

F_B = Fuerza de flotación

F_D = Fuerza de arrastre

F_G = Fuerza de gravedad

F_{Ga} = Fuerza de gravedad paralela al eje del pozo

F_{Gva} = Fuerza de gravedad perpendicular al eje del pozo

F_N = Fuerza normal ejercida por la columna de partículas sobre una partícula en consideración

F_{Nb} = Fuerza normal de la ejercida por la columna de arena sobre la pared del pozo

f = Factor de fricción

f_b = Factor de fricción entre la región de la cama de arena y la pared del pozo

f_i = Factor de fricción en la interfase de las dos regiones

f_s = Factor de fricción entre la región de suspensión y la cama de arena

g = Aceleración de gravedad

K = Índice de consistencia de fluido de Ley de Potencia modificado

L = Longitud del pozo

L_n = Distancia perpendicular de acción de la fuerza al punto en consideración

n = Índice de comportamiento de flujo

Q_{clean} = Gasto de limpieza bombeado al pozo

Q_{arena} = Gasto de incorporación de arena al sistema

Re = Número de Reynolds

Re_p = Número de Reynolds de la partícula

$R_{3, 6, 100}$ = Lectura del viscosímetro Fann a 3, 6 y 100 rev/min

S_b = Perímetro mojado de la cama de arena

S_i = Perímetro mojado de la suspensión en la interfaz entre la cama de arena y la suspensión

S_s = Perímetro mojado de la región de suspensión

S_T = Perímetro mojado total

U_t = Velocidad media verdadera del fluido en el espacio anular

U_s = Velocidad de la región de suspensión

U_b = Velocidad de la cama de arena

U_{TF} = Velocidad de la tubería flexible

v_h = Velocidad de asentamiento de un grupo de partículas

v_s = Velocidad de asentamiento de la partícula

y_b = Altura o espesor de la cama de arena

Y = Desplazamiento entre tuberías

x = Coordenada horizontal

y = Coordenada vertical

α = *Ángulo de inclinación del pozo con respecto a la vertical*

ρ_{bed} = *Densidad de la cama de arena*

ρ_f = *Densidad del fluido*

ρ_s = *Densidad de las partículas de arena*

ρ_{susp} = *Densidad de la suspensión*

μ_e = *Densidad efectiva*

μ_p = *Densidad plástica*

τ_b = *Esfuerzo de corte actuando sobre el perímetro mojado de la cama de arena*

τ_i = *Esfuerzo de corte actuando sobre el perímetro mojado de la interfase*

τ_s = *Esfuerzo de corte actuando sobre el perímetro mojado de la suspensión*

ϕ = *Ángulo de reposo de la partícula*

η = *Coefficiente de resbalamiento*

γ = *Velocidad de corte*

ε = *Rugosidad*

ε_o = *Coefficiente de difusividad de la partícula*

ε_p = *Coefficiente de difusión de Eddy*

ψ = *Esfericidad*

β_i = *Ángulo formado entre el centro de la tubería flexible y los distintos puntos de la circunferencia de esta*

β_o = *Ángulo formado entre el centro de la tubería de revestimiento y los distintos puntos de la circunferencia de esta*

θ_i = *Ángulo formado entre el centro de la tubería de flexible y el contacto superior de la cama de arena*

θ_o = *Ángulo formado entre el centro de la tubería de revestimiento y el contacto superior de la cama de arena*

APENDICE A

SOLUCIÓN DE LA ECUACIÓN DE DIFUSIÓN

El mecanismo que gobierna la dispersión de sólidos en la región de suspensión esta dado por la ecuación de difusión.

$$\varepsilon_p \frac{d^2C}{dy^2} + v_h \frac{dC}{dy} = 0 \quad (\text{A.1})$$

Tenemos una ecuación diferencial de segundo orden del tipo:

$$\varepsilon_p C'' + v_h C' = 0 \quad \text{Dividiendo entre } \varepsilon_p \quad (\text{A.2})$$

$$C'' + \frac{v_h}{\varepsilon_p} C' = 0 \quad (\text{A.3})$$

Por lo tanto la ecuación auxiliar es:

$$m^2 + \frac{v_h}{\varepsilon_p} m = 0 \quad (\text{A.4})$$

$$m = -\frac{v_h}{\varepsilon_p} \quad (\text{A.5})$$

Como sabemos v_h es la componente en la dirección “y” de la velocidad de asentamiento de partículas agrupadas ($v_h \text{sen } \alpha$). Por lo tanto la solución es del tipo:

$$C(y) = B \exp \left[-\frac{v_h \text{sen } \alpha}{\varepsilon_p} \cdot y \right] \quad (\text{A.6})$$

Evaluando la condición de frontera $C = C_b$ en $y = y_b$ nos queda:

$$C_b = B \exp \left[-\frac{v_h \text{sen} \alpha}{\varepsilon_p} \cdot y_b \right] \quad (\text{A.7})$$

$$B = \frac{C_b}{\exp \left[-\frac{v_h \text{sen} \alpha}{\varepsilon_p} \cdot y_b \right]} \quad (\text{A.8})$$

Sustituyendo A.8 en A.6 nos queda:

$$C(y) = C_b \exp \left[-\frac{v_h \text{sen} \alpha}{\varepsilon_p} \cdot (y - y_b) \right] \quad (\text{A.9})$$

Para hallar la concentración promedio en el área de suspensión integraremos de la misma forma como hallamos el área de la suspensión, ecuación 4.76.

Tenemos que:

$$y_o = \frac{ID_{\text{pozo}}}{2} \text{sen} \beta_o \quad (\text{A.10})$$

$$y_i = \frac{OD_{TF}}{2} \text{sen} \beta_i \quad (\text{A.11})$$

$$y_b = \frac{ID_{\text{pozo}}}{2} - \frac{ID_{\text{pozo}}}{2} \cos \theta_o \quad (\text{A.12})$$

$$y_b = \frac{ID_{\text{pozo}}}{2} (1 - \cos \theta_o) \quad (\text{A.13})$$

Sustituyendo en A.9, y en función de β_o y β_i .

$$C(\beta_o) = C_b \exp \left[-\frac{v_h \text{sen} \alpha}{\varepsilon_p} \cdot \frac{ID_{\text{pozo}}}{2} (\text{sen} \beta_o - (1 - \cos \theta_o)) \right] \quad (\text{A.14})$$

$$C(\beta_i) = C_b \exp \left[-\frac{v_h \text{sen} \alpha}{\varepsilon_p} \left(\frac{OD_{TF}}{2} \text{sen} \beta_i - \frac{ID_{pozo}}{2} (1 - \cos \theta_o) \right) \right] \quad (\text{A.15})$$

La ecuación 4.76 esta dada por:

$$A_s = \frac{ID_{pozo}^2}{2} \int_{-\left(\frac{\pi}{2}-\theta_o\right)}^{\frac{\pi}{2}} \cos^2 \beta_o d\beta_o - \frac{OD_{TF}^2}{2} \int_{-\left(\frac{\pi}{2}-\theta_i\right)}^{\frac{\pi}{2}} \cos^2 \beta_i d\beta_i \quad (\text{A.16})$$

Luego tenemos que:

$$A_s C_s = \frac{ID_{pozo}^2}{2} \int_{-\left(\frac{\pi}{2}-\theta_o\right)}^{\frac{\pi}{2}} \cos^2 \beta_o d\beta_o C(\beta_o) - \frac{OD_{TF}^2}{2} \int_{-\left(\frac{\pi}{2}-\theta_i\right)}^{\frac{\pi}{2}} \cos^2 \beta_i d\beta_i C(\beta_i) \quad (\text{A.17})$$

$$A_s C_s = C_b \frac{ID_{pozo}^2}{2} \int_{-\left(\frac{\pi}{2}-\theta_o\right)}^{\frac{\pi}{2}} \cos^2 \beta_o \exp \left[-\frac{v_h \text{sen} \alpha}{\varepsilon_p} \cdot \frac{ID_{pozo}}{2} (\text{sen} \beta_o - (1 - \cos \theta_o)) \right] d\beta_o \quad (\text{A.18})$$

$$- C_b \frac{OD_{TF}^2}{2} \int_{-\left(\frac{\pi}{2}-\theta_i\right)}^{\frac{\pi}{2}} \cos^2 \beta_i \exp \left[-\frac{v_h \text{sen} \alpha}{\varepsilon_p} \left(\frac{OD_{TF}}{2} \text{sen} \beta_i - \frac{ID_{pozo}}{2} (1 - \cos \theta_o) \right) \right] d\beta_i$$

Agrupando términos y despejando C_s nos queda:

$$C_s = \frac{C_b}{2A_s} (ID_{pozo}^2 \text{int1} - OD_{TF}^2 \text{int2}) \quad (\text{A.19})$$

Donde:

$$\text{int1} = \int_{-\left(\frac{\pi}{2}-\theta_o\right)}^{\frac{\pi}{2}} \cos^2 \beta_o \exp \left[-\frac{v_h \text{sen} \alpha}{\varepsilon_p} \frac{ID_{pozo}}{2} (\text{sen} \beta_o - (1 - \cos \theta_o)) \right] d\beta_o \quad (\text{A.20})$$

$$\text{int 2} = \int_{-\left(\frac{\pi}{2}-\theta_i\right)}^{\frac{\pi}{2}} \cos^2 \beta_i \exp\left[-\frac{v_h \text{sen} \alpha}{\varepsilon_p} \left(\frac{OD_{TF}}{2} \text{sen} \beta_i - \frac{ID_{pozo}}{2} (1 - \cos \theta_o)\right)\right] d\beta_i \quad (\text{A.21})$$

APENDICE B

AREA DE LA REGION DE SUSPENSION

De la ecuación 4.78 tenemos que:

$$A_s = \frac{ID_{pozo}^2}{2} \int_{-\left(\frac{\pi}{2}-\theta_o\right)}^{\frac{\pi}{2}} \cos^2 \beta_o d\beta_o - \frac{OD_{TF}^2}{2} \int_{-\left(\frac{\pi}{2}-\theta_i\right)}^{\frac{\pi}{2}} \cos^2 \beta_i d\beta_i \quad (B.1)$$

La solución de la integral del $\cos^2\beta$ esta dada por:

$$\cos^2 \beta = \frac{1}{2}(1 + \cos 2\beta) \quad (B.2)$$

$$\int \cos^2 \beta d\beta = \frac{1}{2} \int d\beta + \frac{1}{2} \int \cos 2\beta d\beta \quad (B.3)$$

$$\int \cos^2 \beta d\beta = \frac{1}{2} \int d\beta + \frac{1}{2} \int \cos 2\beta d\beta \quad (B.4)$$

$$\int \cos^2 \beta d\beta = \frac{1}{2} \beta + \frac{1}{4} \text{sen } 2\beta = \frac{1}{2} \left(\beta + \frac{1}{2} \text{sen } 2\beta \right) \quad (B.5)$$

Sustituyendo B.5 en B.1 nos queda:

$$A_s = \frac{ID_{pozo}^2}{2} \left[\frac{1}{2} \left(\beta_o + \frac{1}{2} \text{sen } 2\beta_o \right) \right]_{-\left(\frac{\pi}{2}-\theta_o\right)}^{\frac{\pi}{2}} - \frac{ID_{TF}^2}{2} \left[\frac{1}{2} \left(\beta_i + \frac{1}{2} \text{sen } 2\beta_i \right) \right]_{-\left(\frac{\pi}{2}-\theta_i\right)}^{\frac{\pi}{2}} \quad (B.6)$$

$$A_s = \frac{ID_{pozo}^2}{4} \left[\frac{\pi}{2} + \frac{1}{2} \text{sen } \frac{2\pi}{2} + \frac{\pi}{2} - \theta_o - \frac{1}{2} \text{sen } 2 \left(\theta_o - \frac{\pi}{2} \right) \right] - \frac{ID_{TF}^2}{2} \left[\frac{\pi}{2} + \frac{1}{2} \text{sen } \frac{2\pi}{2} + \frac{\pi}{2} - \theta_i - \frac{1}{2} \text{sen } 2 \left(\theta_i - \frac{\pi}{2} \right) \right] \quad (B.7)$$

$$A_s = \frac{ID_{poz}^2}{4} \left[\pi - \theta_o - \frac{1}{2} \text{sen} \left(2 \left(\theta_o - \frac{\pi}{2} \right) \right) \right] - \frac{OD_{TF}^2}{4} \left[\pi - \theta_i - \frac{1}{2} \text{sen} \left(2 \left(\theta_i - \frac{\pi}{2} \right) \right) \right] \quad (\text{B.8})$$

APENDICE C

CALCULO DE LOS PARAMETROS REOLOGICOS CON LAS LECTURAS DEL
VISCOSIMETRO FANN

Modelo Newtoniano: La relación entre el esfuerzo de corte y la velocidad de corte esta dada por:

$$\tau = \mu_p \gamma \quad (C.1)$$

En un fluido Newtoniano la viscosidad efectiva es igual a la viscosidad plástica. La expresión es Poise esta dada por:

$$\mu_p = R_6 - R_3 \quad (C.2)$$

Modelo de Ley de potencia modificado o de Herschel-Bulkley: La relación entre el esfuerzo de corte y la velocidad de corte esta dada por⁽²⁴⁾:

$$\tau = \tau_0 + K \gamma^n \quad (C.3)$$

La viscosidad efectiva en Poise esta expresada como⁽²⁴⁾:

$$\mu_e = 10 \left(\frac{\tau_0}{\gamma} + K \gamma^{n-1} \right) \quad (C.4)$$

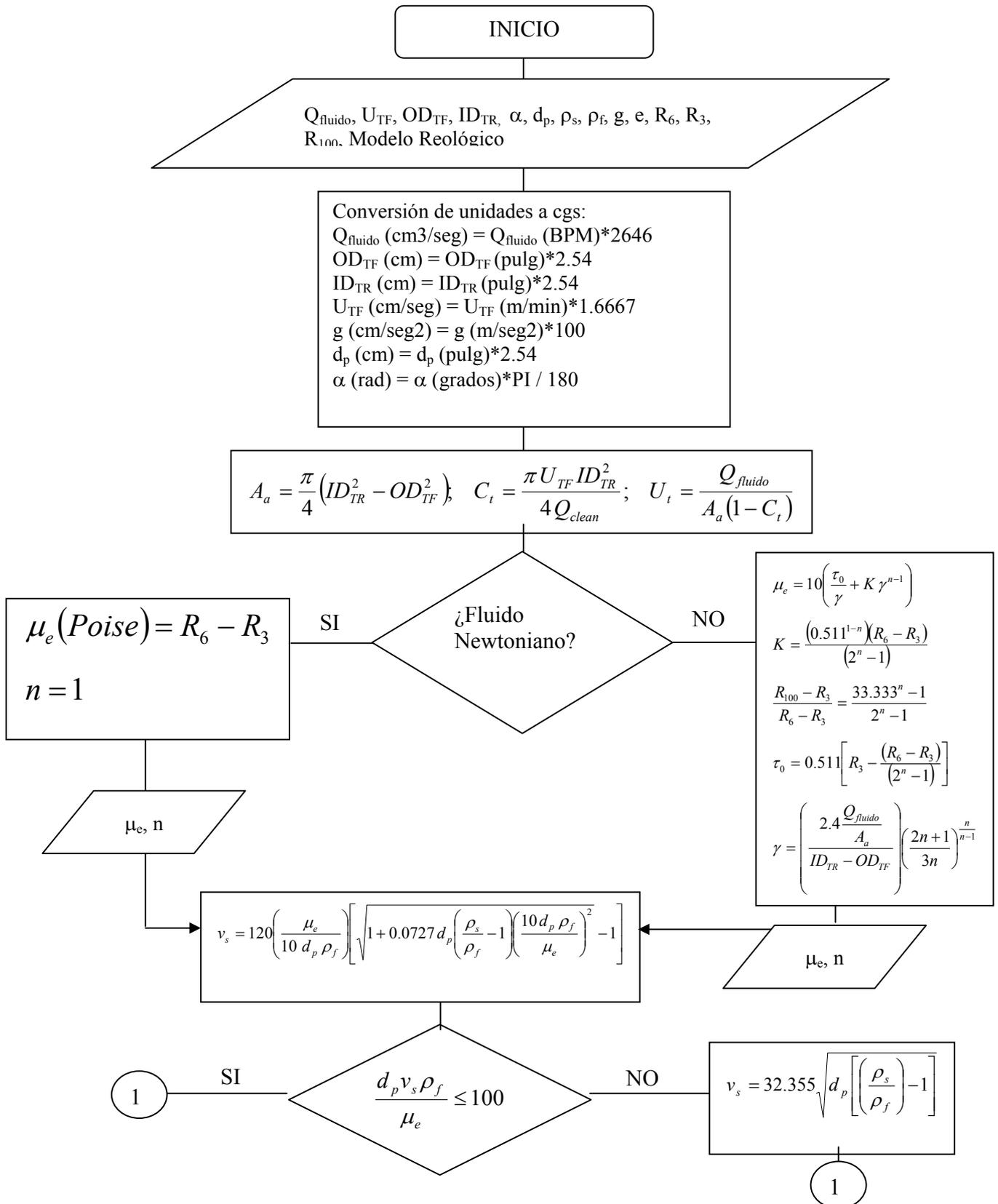
Donde:

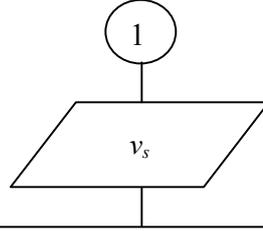
$$K = \frac{(0.511^{1-n})(R_6 - R_3)}{(2^n - 1)} \quad (C.5)$$

$$\frac{R_{100} - R_3}{R_6 - R_3} = \frac{33.333^n - 1}{2^n - 1} \quad (C.6)$$

$$\tau_0 = 0.511 \left[R_3 - \frac{(R_6 - R_3)}{(2^n - 1)} \right] \quad (\text{C.7})$$

$$\gamma = \left(\frac{2.4U_t}{ID_{TP} - OD_{TF}} \right) \left(\frac{2n+1}{3n} \right)^{\frac{n}{n-1}} \quad (\text{C.8})$$





$$C_D = \left(\frac{30\mu_e}{d_p v_s \rho_f} \right) + 1.25$$

$$C_L = 0.09$$

$$A_s = \frac{ID_{TR}^2}{4} \left[\pi - \arccos \left(1 - \frac{2y_b}{ID_{TR}} \right) - \frac{1}{2} \operatorname{sen} \left(\pi - 2 \arccos \left(1 - \frac{2y_b}{ID_{TR}} \right) \right) \right]$$

$$- \frac{OD_{TF}^2}{4} \left[\pi - \arccos \left(\frac{ID_{TR} - (ID_{TR} - OD_{TF}) \times e - 2y_b}{OD_{TF}} \right) - \frac{1}{2} \operatorname{sen} \left(\pi - 2 \arccos \left(\frac{ID_{TR} - (ID_{TR} - OD_{TF}) \times e - 2y_b}{OD_{TF}} \right) \right) \right]$$

$$S_b = ID_{TR} \arccos \left(1 - \frac{2y_b}{ID_{TR}} \right) - OD_{TF} \arccos \left(\frac{ID_{TR} - (ID_{TR} - OD_{TF}) \times e - 2y_b}{OD_{TF}} \right)$$

$$S_i = ID_{TR} \operatorname{sen} \left[\arccos \left(1 - \frac{2y_b}{ID_{TR}} \right) \right] - OD_{TF} \operatorname{sen} \left[\arccos \left(\frac{ID_{TR} - (ID_{TR} - OD_{TF}) \times e - 2y_b}{OD_{TF}} \right) \right]$$

$$\tau_s = \frac{1}{2} \left(0.00454 + 0.65 \left(\frac{4 \times A_s U_s (\rho_s C_s + \rho_f (1 - C_s))}{(S_s + S_i) \mu_e} \right)^{-0.7} \right) (\rho_s C_s + \rho_f (1 - C_s)) U_s^2$$

$$\tau_i = \frac{1}{2} 0.966368 \left(\frac{4 \times A_s U_s (\rho_s C_s + \rho_f (1 - C_s))}{(S_s + S_i) \mu_e} \right)^{-1.07116} n^{2.360211} \left(\frac{d_p (S_s + S_i)}{4 A_s} \right)^{-2.34539} (\rho_s C_s + \rho_f (1 - C_s)) (U_s^2 - U_b^2)$$

$$\tau_b = \frac{1}{2} 0.046 \left(\frac{4 \times (A_a - A_s) U_b (\rho_s C_b + \rho_f (1 - C_b))}{(S_b + S_i) \mu_e} \right)^{-0.2} (\rho_s C_b + \rho_f (1 - C_b)) U_b^2$$

$$\theta_i = \arccos \left(\frac{ID_{TR} - e (ID_{TR} - OD_{TF}) - 2y_b}{OD_{TF}} \right) \quad \theta_o = \arccos \left(1 - \frac{2y_b}{ID_{TR}} \right)$$

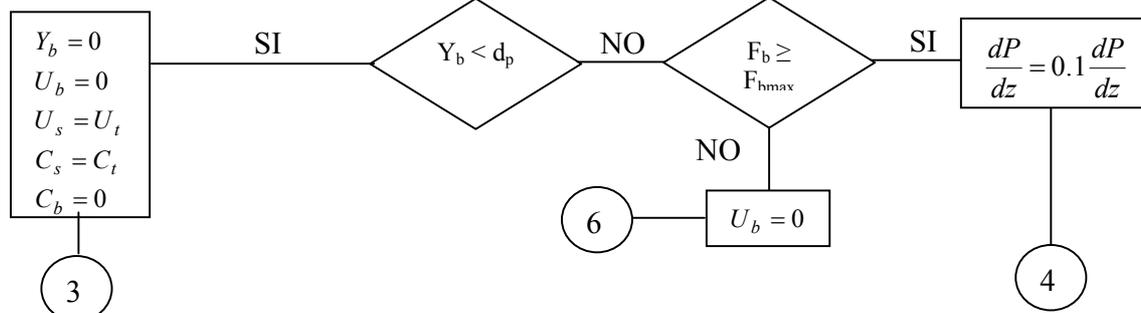
$$F_{bMAX} = 0.15 \left((\rho_s - \rho_f) g A_b C_b \operatorname{sen} \alpha + \frac{\tau_i S_i}{\operatorname{tg} \phi} \right)$$

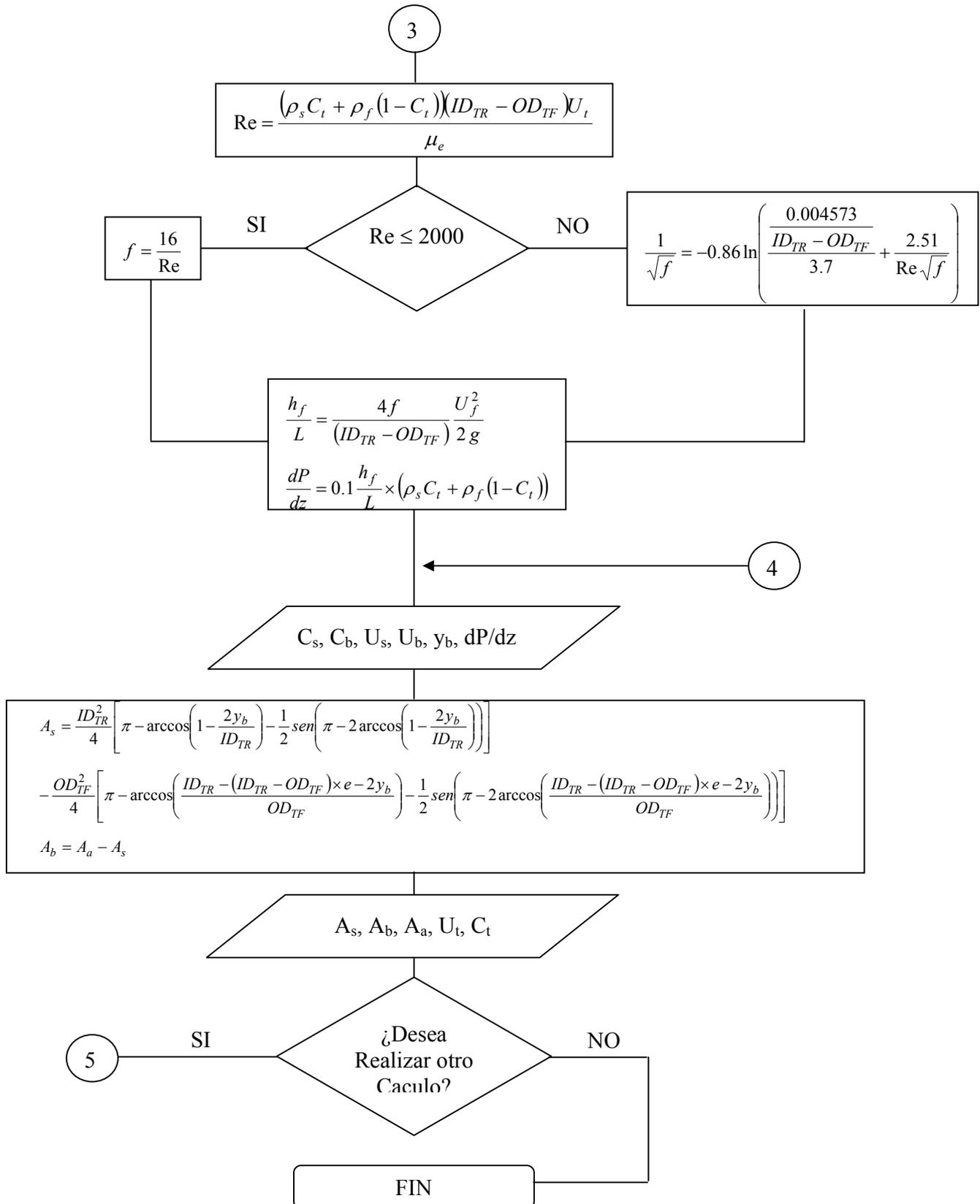
2

6

SISTEMA DE 5 ECUACIONES

$$\left. \begin{aligned} (1) \quad & U_s A_s C_s + U_b (A_a - A_s) C_b = A_a U_t C_t \\ (2) \quad & U_s A_s (1 - C_s) + U_b (A_a - A_s) (1 - C_b) = A_a U_t (1 - C_t) \\ (3) \quad & -A_s \frac{dP}{dz} - \tau_s \pi (ID_{TR} - OD_{TF}) + \tau_s S_b - \tau_i S_i - (\rho_s C_s + \rho_f (1 - C_s)) g A_s \cos \alpha = 0 \\ (4) \quad & -(A_a - A_s) \frac{dP}{dz} + \tau_i S_i - \tau_b S_b - F_b - (\rho_s C_b + \rho_f (1 - C_b)) (A_a - A_s) g \cos \alpha = 0 \\ (5) \quad & C_s = \frac{C_b}{2A_s} (ID_{TR}^2 \text{int1} - OD_{TF}^2 \text{int2}) \\ \text{int1} = & \int_{-\left(\frac{\pi}{2} - \theta_o\right)}^{\frac{\pi}{2}} \cos^2 \beta_o \exp \left[-\frac{v_s (1 - 4C_s + 8C_s^2) \text{sen} \alpha}{0.014 \left(\frac{C_s}{0.12}\right)^{0.25} d_p U_s \left(\frac{4 \times A_s U_s (\rho_s C_s + \rho_f (1 - C_s))}{\pi (ID_{TR} - OD_{TF}) - S_b + S_i} \mu_e \right)^{1/3} \left(\frac{ID_{TR}}{2} \text{sen} \beta_o - y_b \right)} \right] d\beta_o \\ \text{int2} = & \int_{-\left(\frac{\pi}{2} - \theta_i\right)}^{\frac{\pi}{2}} \cos^2 \beta_i \exp \left[-\frac{v_s (1 - 4C_s + 8C_s^2) \text{sen} \alpha}{0.014 \left(\frac{C_s}{0.12}\right)^{0.25} d_p U_s \left(\frac{4 \times A_s U_s (\rho_s C_s + \rho_f (1 - C_s))}{\pi (ID_{TR} - OD_{TF}) - S_b + S_i} \mu_e \right)^{1/3} \left(\frac{OD_{TF}}{2} \text{sen} \beta_i - y_b \right)} \right] d\beta_i \end{aligned} \right\}$$





EJEMPLO DE CÁLCULO PARA EL MODELO

Datos de entrada:

$Q_{\text{fluido}} = 5 \text{ BPM}$
 $U_{\text{TF}} = 2 \text{ m/min}$
 $OD_{\text{TF}} = 1.9 \text{ pulg}$
 $ID_{\text{TR}} = 5.012 \text{ pulg (5 1/2" OD)}$
 $\alpha = 70^\circ$
 $\rho_s = 2.62 \text{ gr/cm}^3$
 $\rho_f = 1.32 \text{ gr/cm}^3$
 $g = 9.81 \text{ m/seg}^2$
 $e = -0.5$
 $R_6 = 1.65$
 $R_3 = 1$
 $R_{100} = 14.2$
 $d_p = 0.17 \text{ pulg}$
 Modelo Reológico = Ley de potencia modificado

1) Conversión de unidades al sistema cgs

$Q_{\text{clean}} (\text{cm}^3/\text{seg}) = 5 \text{ BPM} * 2646 = 13230 \text{ cm}^3/\text{seg}$
 $OD_{\text{TF}} (\text{cm}) = 1.9 * 2.54 = 4.826 \text{ cm}$
 $ID_{\text{TR}} (\text{cm}) = 5.012 * 2.54 = 12.73048 \text{ cm}$
 $U_{\text{TF}} (\text{cm/s}) = 2 * 1.6667 = 3.3334 \text{ cm/s}$
 $d_p (\text{cm}) = 0.17 * 2.54 = 0.4318 \text{ cm}$
 $\alpha (\text{rad}) = 70 * \pi / 180 = 1.2217$
 $g (\text{cm/s}) = 9.81 * 100 = 981 \text{ cm/s}$

2) Cálculos base, A_a , C_t , U_t

$$A_a = \frac{\pi}{4} (12.73048^2 - 4.826^2) = 108.99 \text{ cm}^2$$

$$C_t = \frac{\pi}{4} \frac{3.3334 \times 12.73048^2}{13230} = 0.03207$$

$$U_t = \frac{13230}{108.99(1 - 0.03207)} = 125.4 \text{ cm/s}$$

3) ¿Fluido Newtoniano?, no

$$\mu_e = 10 \left(\frac{\tau_o}{\gamma} + K \gamma^{n-1} \right)$$

$$\frac{R_{100} - R_3}{R_6 - R_3} = \frac{33.333^n - 1}{2^n - 1}$$

$$\frac{14.2 - 1}{1.65 - 1} = \frac{33.333^n - 1}{2^n - 1}$$

Por iteración $n = 0.785$

$$K = \frac{0.511^{1-n}(R_6 - R_3)}{2^n - 1} = \frac{0.511^{1-0.785}(1.65 - 1)}{2^{0.785} - 1} = 0.778 Pa.s^n$$

$$\tau_o = 0.511 \left(1 - \frac{1.65 - 1}{2^{0.785} - 1} \right) = 0.05165 Pa$$

$$\gamma = \left(\frac{2.4 \frac{Q_{fluido}}{A_a}}{ID_{TR} - OD_{TF}} \right) \left(\frac{2n+1}{3n} \right)^{\frac{n}{n-1}} = \left(\frac{2.4 \frac{13230}{108.99}}{12.73048 - 4.826} \right) \left(\frac{2(0.785)+1}{3(0.785)} \right)^{\frac{0.785}{0.785-1}} = 26.79 seg^{-1}$$

$$\mu_e = 10 \left(\frac{0.05165}{26.79} + 0.778(26.79)^{0.785-1} \right) = 3.856 Poise$$

4) Calculo de la velocidad de asentamiento

$$v_s = 120 \left(\frac{\mu_e}{10 d_p \rho_f} \right) \left[\sqrt{1 + 0.0727 d_p \left(\frac{\rho_s}{\rho_f} - 1 \right) \left(\frac{10 d_p \rho_f}{\mu_e} \right)^2} - 1 \right]$$

$$v_s = 120 \left(\frac{3.856}{10 \times 0.4318 \times 1.32} \right) \left[\sqrt{1 + 0.0727 \times 0.4318 \left(\frac{2.62}{1.32} - 1 \right) \left(\frac{10 \times 0.4318 \times 1.32}{3.856} \right)^2} - 1 \right]$$

$$v_s = 2.6971 cm/s$$

5) Número de Reynolds de la partícula

$$Re_p = \frac{d_p v_s \rho_f}{\mu_e} = \frac{0.4318 \times 2.6971 \times 1.32}{3.856} = 0.4 \leq 100$$

Como es menor de 100 continuamos al sistema de ecuaciones.....

Ahora calcularemos los parámetros que están dentro del sistema de ecuaciones:

$$C_D = \left(\frac{30\mu_e}{d_p v_s \rho_f} \right) + 1.25$$

$$C_D = \left(\frac{30 \times 3.856}{0.4318 \times 2.6971 \times 1.32} \right) + 1.25$$

$$C_D = 76.5$$

$$C_L = 0.09$$

A las incógnitas las llamaremos:

$$A1 = y_b$$

$$A2 = C_s$$

$$A3 = C_b$$

$$A4 = U_s$$

$$A5 = U_b$$

$$A6 = dP / dz$$

Se asumirá un valor de $C_b = A3 = 0.52$

$$A_s = \frac{ID_{TR}^2}{4} \left[\pi - \arccos \left(1 - \frac{2y_b}{ID_{TR}} \right) - \frac{1}{2} \operatorname{sen} \left(\pi - 2 \arccos \left(1 - \frac{2y_b}{ID_{TR}} \right) \right) \right]$$

$$- \frac{OD_{TF}^2}{4} \left[\pi - \arccos \left(\frac{ID_{TR} - (ID_{TR} - OD_{TF}) \times e - 2y_b}{OD_{TF}} \right) - \frac{1}{2} \operatorname{sen} \left(\pi - 2 \arccos \left(\frac{ID_{TR} - (ID_{TR} - OD_{TF}) \times e - 2y_b}{OD_{TF}} \right) \right) \right]$$

$$A_s = \frac{(12.73048)^2}{4} \left[\pi - \arccos \left(1 - \frac{2 A1}{12.73048} \right) - \frac{1}{2} \operatorname{sen} \left(\pi - 2 \arccos \left(1 - \frac{2 A1}{12.73048} \right) \right) \right]$$

$$- \frac{(4.826)^2}{4} \left[\pi - \arccos \left(\frac{12.73048 - (12.73048 - 4.826) \times (-0.5) - 2 A1}{4.826} \right) - \frac{1}{2} \operatorname{sen} \left(\pi - 2 \arccos \left(\frac{12.73048 - (12.73048 - 4.826) \times (-0.5) - 2 A1}{4.826} \right) \right) \right]$$

$$A_s = 40.516 \left[\pi - \arccos(1 - 0.157 A1) - \frac{1}{2} \text{sen}(\pi - 2 \arccos(1 - 0.157 A1)) \right]$$

$$- 5.8226 \left[\pi - \arccos\left(\frac{16.687 - 2 A1}{4.826}\right) - \frac{1}{2} \text{sen}\left(\pi - 2 \arccos\left(\frac{16.687 - 2 A1}{4.826}\right)\right) \right]$$

$$S_b = ID_{TR} \arccos\left(1 - \frac{2y_b}{ID_{TR}}\right) - OD_{TF} \arccos\left(\frac{ID_{TR} - (ID_{TR} - OD_{TF}) \times e - 2y_b}{OD_{TF}}\right)$$

$$S_b = 12.73048 \times \arccos\left(1 - \frac{2 A1}{12.73048}\right) - 4.826 \times \arccos\left(\frac{12.73048 - (12.73048 - 4.826) \times (-0.5) - 2 A1}{4.826}\right)$$

$$S_b = 12.73048 \times \arccos(1 - 0.157 A1) - 4.826 \times \arccos\left(\frac{16.687 - 2 A1}{4.826}\right)$$

$$S_i = 12.73048 \times \text{sen}\left[\arccos\left(1 - \frac{2 A1}{12.73048}\right)\right] - 4.826 \times \text{sen}\left[\arccos\left(\frac{12.73048 - (12.73048 - 4.826) \times (-0.5) - 2 A1}{4.826}\right)\right]$$

$$S_i = 12.73048 \times \text{sen}[\arccos(1 - 0.157 A1)] - 4.826 \times \text{sen}\left[\arccos\left(\frac{16.687 - 2 A1}{4.826}\right)\right]$$

$$S_s = \pi (ID_{TR} - OD_{TF}) - S_b$$

$$S_s = 24.8326 - 12.73048 \times \arccos(1 - 0.157 A1) - 4.826 \times \arccos\left(\frac{16.687 - 2 A1}{4.826}\right)$$

$$\theta_i = \arccos\left(\frac{ID_{TR} - e(ID_{TR} - OD_{TF}) - 2y_b}{OD_{TF}}\right)$$

$$\theta_i = \arccos\left(\frac{16.687 - 2 A1}{4.826}\right)$$

$$\theta_o = \arccos\left(1 - \frac{2y_b}{ID_{TR}}\right)$$

$$\theta_o = \arccos(1 - 0.157 A1)$$

Ahora procedemos a calcular el sistema de ecuaciones con las cinco incógnitas enumeradas anteriormente (A1,A2,A4,A5,A6).

$$U_b = \left[\frac{4g d_p (\rho_s - \rho_f) \left[\text{sen} \left(\frac{11}{18} \pi - \alpha \right) + \frac{C_b}{2} \left(\frac{y_b}{d_p} - 1 \right) \cos \left(\frac{\pi}{2} - \alpha \right) \right]}{3 \rho_f \left(\frac{\sqrt{3}}{2} C_D + \frac{1}{2} C_L \right)} \right]^{1/2}$$

$$A5 = \left[\frac{4 \times 981 \times 0.4318 (2.62 - 1.32) \left[\text{sen} \left(\frac{11}{18} \pi - 1.2217 \right) + \frac{0.52}{2} \left(\frac{A1}{0.4318} - 1 \right) \cos \left(\frac{\pi}{2} - 1.2217 \right) \right]}{3 (1.32) \left(\frac{\sqrt{3}}{2} 76.5 + \frac{1}{2} 0.09 \right)} \right]^{1/2}$$

$$A5 = \left[\frac{2202.69 \left[0.6428 + 0.26 \left(\frac{A1}{0.4318} - 1 \right) 0.9397 \right]}{262.5319} \right]^{1/2}$$

$$A5 = [0.3435 + 4.74736 A1]^{1/2}$$

$$C_s = \frac{A_a U_t C_t - U_b (A_a - A_s) C_b}{A_a U_t - U_b (A_a - A_s)}$$

$$A2 = \frac{(108.99)(125.4)(0.03207) - A5(108.99 - A_s)0.52}{(108.99)(125.4) - A5(108.99 - A_s)}$$

Sustituyendo A5 que esta en función de A1:

$$A2 = \frac{438.3118 - [0.3435 + 4.74736 A1]^{1/2} (108.99 - A_s) 0.52}{13667.346 - [0.3435 + 4.74736 A1]^{1/2} (108.99 - A_s)}$$

$$U_s = \frac{A_a U_t - U_b (A_a - A_s)}{A_s}$$

$$A4 = \frac{(108.99)(125.4) - A5(108.99 - A_s)}{A_s}$$

Sustituyendo A5

$$A4 = \frac{13667.346 - [0.3435 + 4.74736 A1]^{1/2} (108.99 - A_s)}{A_s}$$

$$C_s = \frac{C_b}{2A_s} (ID_{TR}^2 \text{ int 1} - OD_{TF}^2 \text{ int 2})$$

$$\text{int 1} = \int_{-\left(\frac{\pi}{2} - \theta_o\right)}^{\frac{\pi}{2}} \cos^2 \beta_o \exp \left[- \frac{v_s (1 - 4C_s + 8C_s^2) \text{sen} \alpha}{0.014 \left(\frac{C_s}{0.12}\right)^{0.25} d_p U_s \left(\frac{4 \times A_s U_s (\rho_s C_s + \rho_f (1 - C_s))}{(\pi (ID_{TR} - OD_{TF}) - S_b + S_i) \mu_e} \right)^{1/3}} \left(\frac{ID_{TR}}{2} \text{sen} \beta_o - y_b \right) \right] d\beta_o$$

$$\text{int 2} = \int_{-\left(\frac{\pi}{2} - \theta_i\right)}^{\frac{\pi}{2}} \cos^2 \beta_i \exp \left[- \frac{v_s (1 - 4C_s + 8C_s^2) \text{sen} \alpha}{0.014 \left(\frac{C_s}{0.12}\right)^{0.25} d_p U_s \left(\frac{4 \times A_s U_s (\rho_s C_s + \rho_f (1 - C_s))}{(\pi (ID_{TR} - OD_{TF}) - S_b + S_i) \mu_e} \right)^{1/3}} \left(\frac{OD_{TF}}{2} \text{sen} \beta_i - y_b \right) \right] d\beta_i$$

Si sustituimos en esta ecuación los valores de U_b , C_s y U_s de la primera, segunda y tercera ecuación respectivamente nos quedará una ecuación que esta en función de y_b (A1).

$$A2 = \frac{0.52}{2A_s} (12.73048^2 \text{ int 1} - 4.826^2 \text{ int 2})$$

$$\text{int 1} = \int_{-\left(\frac{\pi}{2} - \arccos(1 - 0.157 A1)\right)}^{\frac{\pi}{2}} \cos^2 \beta_o \exp \left[- \frac{2.6971 (1 - 4 A2 + 8 A2^2) \text{sen}(1.2217)}{0.014 \left(\frac{A2}{0.12}\right)^{0.25} 0.4318 A4 \left(\frac{4 \times A_s A4 (2.62 A2 + 1.32(1 - A2))}{(\pi (12.73048 - 4.826) - S_b + S_i) 3.856} \right)^{1/3}} \left(\frac{12.73048}{2} \text{sen} \beta_o - A1 \right) \right] d\beta_o$$

$$\text{int 2} = \int_{-\left(\frac{\pi}{2} - \arccos\left(\frac{16.687 - 2 A1}{4.826}\right)\right)}^{\frac{\pi}{2}} \cos^2 \beta_i \exp \left[- \frac{2.6971 (1 - 4 A2 + 8 A2^2) \text{sen}(1.2217)}{0.014 \left(\frac{A2}{0.12}\right)^{0.25} 0.4318 A4 \left(\frac{4 \times A_s A4 (2.62 A2 + 1.32(1 - A2))}{(\pi (12.73048 - 4.826) - S_b + S_i) 3.856} \right)^{1/3}} \left(\frac{4.826}{2} \text{sen} \beta_i - A1 \right) \right] d\beta_i$$

$$A2 = \frac{A3}{2A_s} (12.73048^2 \text{int1} - 4.826^2 \text{int2})$$

$$\text{int1} = \int_{-\left(\frac{\pi}{2} - \arccos(1-0.157 A1)\right)}^{\frac{\pi}{2}} \cos^2 \beta_o \exp \left[-\frac{2.5344(1-4 A2+8 A2^2)}{0.006045 \left(\frac{A2}{0.12}\right)^{0.25} A4 \left(\frac{4 \times A_s A4(2.62 A2+1.32(1-A2))}{(24.8326-S_b+S_i)3.856}\right)^{1/3}} (6.3652 \text{sen} \beta_o - A1) \right] d\beta_o$$

$$\text{int2} = \int_{-\left(\frac{\pi}{2} - \arccos\left(\frac{16.687-2 A1}{4.826}\right)\right)}^{\frac{\pi}{2}} \cos^2 \beta_i \exp \left[-\frac{2.5344(1-4 A2+8 A2^2)}{0.006045 \left(\frac{A2}{0.12}\right)^{0.25} A4 \left(\frac{4 \times A_s A4(2.62 A2+1.32(1-A2))}{(24.8326-S_b+S_i)3.856}\right)^{1/3}} (2.413 \text{sen} \beta_i - A1) \right] d\beta_i$$

Si sustituimos A2 (C_s) y A4 (U_s) nos queda una ecuación solo en función de A1 (y_b).

Iterativa mente hallamos el valor de A1.

$$A1 = y_b = 0.52 \text{ cm}$$

$$A1 (y_b) \geq d_p$$

Luego calculamos F_b y F_{bmax} para determinar si la cama se encuentra en movimiento (proceso de ensayo y error)

Calculamos A2, A4, A5

$$-A_s \frac{dP}{dz} - \tau_s \pi (ID_{TR} - OD_{TF}) + \tau_s S_b - \tau_i S_i - (\rho_s C_s + \rho_f (1 - C_s)) g A_s \cos \alpha = 0$$

$$-A_s A6 - \tau_s \pi (1273048 - 4.826) + \tau_s S_b - \tau_i S_i - (2.62 A2 + 1.32(1 - A2)) 981 A_s \cos(1.2217) = 0$$

$$-A_s A6 - \tau_s \pi (12.73048 - 4.826) + \tau_s S_b - \tau_i S_i - (2.62 A2 + 1.32(1 - A2)) 981 A_s \cos(1.2217) = 0$$

$$A6 = \frac{-24.8326 \tau_s + \tau_s S_b - \tau_i S_i - (2.62 A2 + 1.32(1 - A2)) A_s 335.5217}{A_s}$$

Donde:

$$\tau_s = \frac{1}{2} \left(0.00454 + 0.65 \left(\frac{4 \times A_s U_s (\rho_s C_s + \rho_f (1 - C_s))}{(S_s + S_i) \mu_e} \right)^{-0.7} \right) (\rho_s C_s + \rho_f (1 - C_s)) U_s^2$$

$$\tau_s = \frac{1}{2} \left(0.00454 + 0.65 \left(\frac{4 \times A_s A4 (2.62 A2 + 1.32(1 - A2))}{(S_s + S_i) 3.856} \right)^{-0.7} \right) (2.62 A2 + 1.32(1 - A2)) A4^2$$

$$\tau_i = \frac{1}{2} 0.966368 \left(\frac{4 \times A_s U_s (\rho_s C_s + \rho_f (1 - C_s))}{(S_s + S_i) \mu_e} \right)^{-1.07116} n^{2.360211} \left(\frac{d_p (S_s + S_i)}{4 A_s} \right)^{-2.34539} (\rho_s C_s + \rho_f (1 - C_s)) (U_s^2 - U_b^2)$$

$$\tau_i = \frac{1}{2} 0.966368 \left(\frac{4 \times A_s A4 (2.62 A2 + 1.32(1 - A2))}{(S_s + S_i) 3.856} \right)^{-1.07116} 0.785^{2.360211} \left(\frac{0.4318 (S_s + S_i)}{4 A_s} \right)^{-2.34539} (2.62 A2 + 1.32(1 - A2)) (A4^2 - A5^2)$$

De esta manera obtenemos los siguientes valores:

$$A1 = y_b = 0.52; \quad A2 = C_s = 0.0256; \quad A3 = C_b = 0.52; \quad A4 = U_s = 364.44 \text{ cm / seg};$$

$$A5 = U_b = 37 \text{ cm / seg}$$

Por último hallamos el valor de A6 (dp/dz)

$$A6 = 1.658 \text{ grf/cm}^2/\text{cm}$$

$$dP/dz \text{ (Kgf/ cm}^2/\text{m)} = 1 \text{ kgf/1000grf} \times 100 \text{ cm/1 m} \times 1.658 \text{ grf/cm}^2/\text{cm}$$

$$dP/dz = 0.1658 \text{ Kgf/cm}^2/\text{m}$$

Para cerciorarnos si la cama se encuentra en movimiento, calculamos F_b y F_{bMAX} , si $F_b > F_{bmax}$ tomamos el valor de la velocidad de la cama de arena, U_b , calculado anteriormente, de lo contrario asumimos $U_b = 0$ y realizamos nuevamente el proceso de cálculo:

$$-A_b \frac{dP}{dz} + \tau_i S_i - \tau_b S_b - F_b - \rho_b g A_b \cos \alpha = 0$$

$$F_b = -A_b \frac{dP}{dz} + \tau_i S_i - \tau_b S_b - \rho_b g A_b \cos \alpha$$

$$A_s = 40.516 \left[\pi - \arccos(1 - 0.157 A1) - \frac{1}{2} \text{sen}(\pi - 2 \arccos(1 - 0.157 A1)) \right]$$

$$-5.8226 \left[\pi - \arccos\left(\frac{16.687 - 2 A1}{4.826}\right) - \frac{1}{2} \text{sen}\left(\pi - 2 \arccos\left(\frac{16.687 - 2 A1}{4.826}\right)\right) \right]$$

$$A_s = 37.02 \text{ cm}^2$$

$$A_b = A_a - A_s$$

$$A_b = 108.99 - 37.02$$

$$A_b = 71.96 \text{ cm}^2$$

$$\tau_b = \frac{1}{2} 0.046 \left(\frac{4 \times (A_a - A_s) U_b (\rho_s C_b + \rho_f (1 - C_b))}{(S_b + S_i) \mu_e} \right)^{-0.2} (\rho_s C_b + \rho_f (1 - C_b)) U_b^2$$

$$S_b = ID_{TR} \arccos \left(1 - \frac{2y_b}{ID_{TR}} \right) - OD_{TF} \arccos \left(\frac{ID_{TR} - (ID_{TR} - OD_{TF}) \times e - 2y_b}{OD_{TF}} \right)$$

$$S_b = 12.73048 \times \arccos \left(1 - \frac{2 \cdot 0.52}{12.73048} \right) - 4.826 \times \arccos \left(\frac{12.73048 - (12.73048 - 4.826) \times (-0.5) - 2 \cdot 0.52}{4.826} \right)$$

$$S_b = 12.73048 \times \arccos(1 - 0.157 (0.52)) - 4.826 \times \arccos \left(\frac{16.687 - 2 (0.52)}{4.826} \right) = 3.72 \text{ cm}$$

$$\tau_b = \frac{1}{2} 0.046 \left(\frac{4 \times (108.99 - 37.02) 37 (2.62(0.52) + 1.32(1 - 0.52))}{(3.72 + 0.392) 3.856} \right)^{-0.2} (2.62(0.52) + 1.32(1 - 0.52)) 37^2 = 14.915 \text{ gr}_f / \text{cm}^2$$

$$F_b = -A_b \frac{dP}{dz} + \tau_i S_i - \tau_b S_b - \rho_b g A_b \cos \alpha$$

$$F_b = -71.96(1.658) + 49463(0.392) - 14.915(3.72) + (2.62(0.52) + 1.32(1 - 0.52)) 981(71.96) \cos(1.2217)$$

$$F_b = 34864 \text{ dinas}$$

$$\tau_i = \frac{1}{2} 0.966368 \left(\frac{4 \times A_s U_s (\rho_s C_s + \rho_f (1 - C_s))}{(S_s + S_i) \mu_e} \right)^{-1.07116} n^{2.360211} \left(\frac{d_p (S_s + S_i)}{4 A_s} \right)^{-2.34539} (\rho_s C_s + \rho_f (1 - C_s)) (U_s^2 - U_b^2)$$

$$S_i = 12.73048 \times \text{sen}[\arccos(1 - 0.157 (0.52))] - 4.826 \times \text{sen} \left[\arccos \left(\frac{16.687 - 2 (0.52)}{4.826} \right) \right] = 0.392 \text{ cm}$$

$$S_s = 24.8326 - 12.73048 \times \arccos(1 - 0.157 (0.52)) - 4.826 \times \arccos \left(\frac{16.687 - 2 (0.52)}{4.826} \right) = 10.75 \text{ cm}$$

$$\tau_i = \frac{1}{2} \cdot 0.9666368 \left(\frac{4 \times A_s \cdot A4(2.62 \cdot A2 + 1.32(1 - A2))}{(S_s + S_i) \cdot 3.856} \right)^{-1.07116} \cdot 0.785^{2.360211} \left(\frac{0.4318(S_s + S_i)}{4A_s} \right)^{-2.34539} \cdot (2.62 \cdot A2 + 1.32(1 - A2))(A4^2 - A5^2)$$

$$\tau_i = 49463 \text{ gr}_f / \text{cm}^2$$

$$F_{bMAX} = 0.15 \left((\rho_s - \rho_f) g A_b C_b \text{sen} \alpha + \frac{\tau_i S_i}{\text{tg} \phi} \right)$$

$$F_{bMAX} = 0.15 \left((2.62 - 1.32) 981 \times 71.96 \times 0.52 \times \text{sen}(1.2217) + \frac{49463 \times 0.392}{\text{tg}(0.5235)} \right)$$

$F_{bMAX} = 11765 \text{ Dinas}$

Como $F_b > F_{bMAX}$ quiere decir que la cama de arena si se encuentra en movimiento, por lo tanto es tomado el valor de la velocidad de la cama de arena calculado anteriormente.

REFERENCIAS

1. Bourgoyne, A.: "Applied Drilling Engineering". Society Petroleum Engineers, Richardson, Texas. 1986. pp. 173-181
2. Clark, R.K. y Bickham, K.L.: "A Mechanistic Model for Cuttings Transport". Artículo SPE 28306. Presentado en la SPE 69th Annual Technical Conference and Exhibition, New Orleans, L.A., Septiembre 25-28, 1994.
3. Larsen, T.I., Pilehvari, A.A. y Azar, J.J.: "Development of a New Cuttings Transport Model for High-Angle Wellbores Including Horizontal Wells". Artículo SPE 25872. Presentado en la SPE Rocky Mountain Regional/Low Permeability Symposium, Denver, Colorado, Abril 12-14, 1993
4. Martins, A.L., Lourenco A.M.F, y Campos, W.: "Optimizing Cuttings Circulation in Horizontal Well Drilling". Artículo SPE 35341. Presentado en la International Petroleum Conference and Exhibition of Mexico, Villahermosa, México, Marzo 5-7, 1996
5. Martins, A.L. y Santana, C.: "Evaluation of Cuttings Transport in Horizontal and Near Horizontal Wells – A Dimensionless Approach". Artículo SPE 23643. Presentado en la Second Latin American Petroleum Engineering Conference of the SPE, Caracas, Venezuela, Marzo 8-11, 1992.
6. Peden, J.M., Ford J.T. y Oyenyin M.B.: "Comprehensive Experimental Investigation of Drilled Cuttings Transport in Inclined Wells Including the Effects of Rotation and Eccentricity". Artículo SPE 20925. Presentado en Europe 90, The Hague, Netherlands, Octubre 22-24, 1990.
7. Pilehvari, A, Azar J.J. y Sihrazi, S.A.: "State-Of-The-Art Cuttings transport in Horizontal Wellbores". Artículo SPE 37079. Presentado en la 1996 SPE International Conference on Horizontal Well Technology, Calgary, Canadá, Noviembre 18-20, 1996.

8. Rasi, M.: "Hole Cleaning in Large, High-Angle Wellbores". Artículo SPE 27464. Presentado en la 1994 IADC/SPE Drilling Conference, Dallas, Texas, Febrero 15-18, 1994.
9. Lou, Y. y Bern, P.A.: "Flow-Rate Predictions for Clearing Deviated Wells", Artículo SPE 23884. Presentado en la 1992 IADC/SPE Drilling Conference, New Orleans, L.A., Febrero 18-21, 1992.
10. Rubiandini, R.: "Equation for Estimating Mud Minimum Rate for Cutting Transport in an Inclined-Until-Horizontal well". Artículo SPE 57541. Presentado en la 1999 SPE/IADC Drilling Technology Conference, Abu Dhabi, UAE, Noviembre 8-10, 1999.
11. Kamp, A.M. y Rivero M.: "Layer Modeling for Cutting Transport in Highly Inclined Wellbores". Artículo SPE 53942. Presentado en la 1999 SPE Latin American and Caribbean Petroleum Engineering Conference, Caracas Venezuela, Abril 21-23, 1999.
12. Santana, M. y Martins, L.: "Advances in the Modeling of the Stratified Flow of Drilled Cuttings in High Angle and Horizontal Wells". Artículo SPE 39890. Presentado en la Conferencia International Petroleum Conference and Exhibition of Mexico, Villahermosa, Marzo 3-5, 1998.
13. Cho, H., Shah, N. y Osisanya, O.: "A Three-Segment Hydraulic Model for Cutting Transport in Horizontal and Deviated Wells". Artículo SPE 65488. Presentado en la 2000 SPE/Petroleum Society of CIM International Conference on Horizontal Well Tehnology, Calgary, Canada, Noviembre 6-8, 2000.
14. Gu, H. y Walton, I.C.: "Development of a Computer Wellbore Simulator for Coiled Tubing Operations". Artículo SPE 28222. Presentado en la SPE Petroleum Computer Conference, Dallas, Texas, Julio 31-Agosto 3, 1994.
15. Walton, I.C.: "Computer Simulator of Coiled Tubing Wellbore Cleanouts in Deviated Wells Recommends Optimum Pump Rate and Fluid Viscosity".

- Artículo SPE 29491. Presentado en el Production Operations Symposium, Oklahoma City, O.K., Abril 2-4 de 1995.
16. Gary, S.C., Walton, I.C. y Gu, H.: "Two New Design Tools Maximize Safety and Efficiency for Coiled Tubing Pumping Treatments". Artículo SPE 29267. Presentado en la SPE Asia Pacific Oil and Gas Conference, Kuala Lumpur, Malasia, Marzo 20-22, 1995.
17. Medjini, B. y Shah, S.N.: "A New Approach for Predicting Frictional Pressure Losses of Non-Newtonian Fluids in Coiled Tubing". Artículo SPE 60319. Presentado en el SPE Rocky Mountain Regional/Low Permeability Symposium, Denver, Colorado, Marzo 12-15, 2000.
18. Walter, S. y Li, J.: "Coiled Tubing Wiper Trip Hole Clearing in Highly Deviated Wellbores". Artículo SPE 68435. Presentado en la SPE/ICoTA Coiled Tubing Roundtable, Houston, Texas, Marzo 7-8, 2001.
19. Rolovic, R., Weng, X., Hill, S. y otros: "An Integrated System Approach to Wellbore Cleanouts with Coiled Tubing". Artículo SPE 89333. Presentado en la SPE/ICoTA Coiled Tubing Conference and Exhibition, Houston, Texas, Marzo 23-24, 2004.
20. Ovensen, M., Sach, M., Laun, L. y otros: "Efficient Sand Cleanouts in Larger Wellbores Using Coiled Tubing: A New Approach Making an Old Problem Simple". Artículo SPE 81727. Presentado en la SPE/ICoTA Coiled Tubing Conference, Houston, Texas, Abril 8-9, 2003.
21. Engel, SP, y Rae, P.: "New Methods for Sand Cleanout in Deviated Wellbores Using Small Diameter Coiled Tubing". Artículo SPE 77204. Presentado en la IADC/SPE Asia Pacific Drilling Technology, Yakarta, Indonesia, Septiembre 9-11, 2002.
22. Li, J., Walter, S. y Aitken, B.: "How to Efficiently Remove Sand From Deviated Wellbores With a Solids Transport Simulator and a Coiled Tubing Cleanout Tool". Artículo SPE 77527. Presentado en la SPE Annual Technical

- Conference and Exhibition, San Antonio, Texas, Septiembre 29-Octubre 2, 2002.
23. Saffman, P.G.: "The Lift on a Small Sphere in a Shear Flow". *Journal Fluids Mechanics*, (1965) vol. 22, parte 2, pp. 385-400.
24. Chien, S.F.: "Settling Velocity of Irregularly Shaped Particles". Artículo SPE 26121. Presentado en la SPE Annual Technical Conference and Exhibition, New Orleans, Septiembre 25-28, 1994.
25. Doron, P., Simkhis M. y Barnea D.: "Flow of Solid-Liquid Mixtures in Inclined Pipes". *International Journal Multiphase Flow*, vol. 23, No 2, pp. 313-323, 1997.
26. Massey, B.S.: "Mecánica de Fluidos". Compañía Editorial Continental, México, D.F., Julio 1979.
27. Walker S. y Li, J.: "The Effects of Particle Size, Fluid Rheology, and Pipe Eccentricity on Cuttings Transport". Artículo SPE 60755. Presentado en la 2000 SPE/ICoTA Coiled Tubing Roundtable, Houston, Texas, Abril 5-6, 2000.
28. Leising, L.J., y Walton, I.C.: "Cuttings Transport Problems and Solutions in Coiled Tubing Drilling". Artículo SPE 46005. Presentado en la 1998 SPE/ICoTA Coiled Tubing Roundtable, Houston, Texas, Abril 15-16, 1998.
29. Tomren, P.H., Iyoho, A.W. y Azar, J.J.: "Experimental Study of Cutting Transport in Directional Well Drilling". *SPE Drilling Engineering*, pp. 46-47, Febrero, 1986.
30. Li, J. y Walker, S.: "Sensitivity Analysis of Hole Cleaning Parameters in Directional Wells". Artículo SPE 54498, Presentado en la 1999 SPE/ICoTA Coiled Tubing Roundtable, Houston, Texas, Mayo 25-26, 1999.
31. Doron, P. y Barnea, D.: "A Three-Layer Model for Solid-Liquid Flow in Horizontal Pipes". *International Journal of Multiphase Flow*, vol. 19, No. 6, pp. 1029-1043, 1993.
-

32. Ham, J.M. y Homsy, G.M.: "Hindered Settling and Hydrodynamic Dispersion in Quiescent Sedimenting Suspensions". *International Journal of Multiphase Flow*, vol. 14, No. 5, pp. 533-546, 1988.
33. Doron, P., Granica, D. y Barnea, D.: "Slurry Flow in Horizontal Pipes – Experimental and Modeling". *International Journal of Multiphase Flow*, vol. 13, No. 4, pp. 535-547, 1987.
34. Martins A.L., Sá, C.H.M., Lourenco, A.M.F. y Campos, W.: "Experimental Determination of Interfacial Friction Factor in Horizontal Drilling With a Bed of Cuttings". Artículo SPE 36075. Presentado en la Fourth SPE Latin American and Caribbean Petroleum Engineering Conference, Puerto España, Trinidad y Tobago, Abril 23-26, 1996.