



UNIVERSIDAD NACIONAL AUTÓNOMA DE MÉXICO
MAESTRÍA EN INGENIERÍA EN EXPLORACIÓN Y EXPLOTACIÓN DE
RECURSOS NATURALES
PERFORACIÓN

**OPTIMIZACIÓN DE LAS CONDICIONES
OPERACIONALES DE LA PERFORACIÓN CON FLUIDO
ESPUMADO**

TESIS
QUE PARA OPTAR POR EL GRADO DE:
MAESTRO EN INGENIERÍA

PRESENTA:
LUIS ALEJANDRO BARAJAS LÓPEZ

DIRECTOR DE TESIS:
DR. RUBÉN NICOLÁS LÓPEZ

MAESTRÍA EN INGENIERÍA EN EXPLORACIÓN Y EXPLOTACIÓN DE RECURSOS NATURALES

MÉXICO, D. F. CIUDAD UNIVERSITARIA, 2013



Universidad Nacional
Autónoma de México



UNAM – Dirección General de Bibliotecas
Tesis Digitales
Restricciones de uso

DERECHOS RESERVADOS ©
PROHIBIDA SU REPRODUCCIÓN TOTAL O PARCIAL

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

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

CONTENIDO

LISTA DE FIGURAS

LISTA DE TABLAS

1 INTRODUCCIÓN	5
1.1 RESUMEN.....	5
1.2 ESTADO DEL PROBLEMA	7
1.3 OBJETIVOS DE LA INVESTIGACIÓN	11
1.4 ALCANCES DE LA INVESTIGACIÓN	11
1.5 METODOLOGÍA DE LA INVESTIGACIÓN	13
1.6 CONTRIBUCIONES ESPERADAS DE LA ACTUAL INVESTIGACIÓN.....	14
1.7 ESTRUCTURA DEL TRABAJO	15
2 REVISIÓN DE LITERATURA	17
2.1 TRANSPORTE DE RECORTES CON FLUIDOS DE PERFORACIÓN CONVENCIONALES	17
2.1.1 TRANSPORTE DE RECORTES EN POZOS VERTICALES.....	17
2.1.1.1 MECANISMOS DE TRANSPORTE DE RECORTES EN POZOS VERTICALES.....	17
2.1.1.2 ESTUDIOS EXPERIMENTALES.....	21
2.2 PERFORACIÓN BAJO BALANCE (UBD).....	23
2.2.1 PERFORACIÓN CON AIRE/GAS.....	23
2.2.2 PERFORACIÓN CON LÍQUIDO GASIFICADO.....	25
2.3 TRANSPORTE DE RECORTES CON ESPUMA.....	27
2.3.1 ECUACIÓN DE ESTADO DE ESPUMA.....	27
2.3.1.1 FLUIDO ESPUMADO.....	27
2.3.1.2 CALIDAD DE ESPUMA.....	27
2.3.1.3 DENSIDAD DE ESPUMA.....	28
2.3.2 REOLOGÍA DE ESPUMA.....	28
2.3.3 FLUJO DE ESPUMA EN TUBERÍA Y EN EL ESPACIO ANULAR	34
2.3.4 TRANSPORTE DE RECORTES CON ESPUMA	36
2.3.4.1 TRANSPORTE DE SÓLIDOS CON ESPUMA EN POZOS VERTICALES	36
2.3.5 MODELO DE INFLUJO DE LA FORMACIÓN	38

3 OPTIMIZACIÓN DE OPERACIONES	40
3.1 FORMULACIÓN DE PROBLEMAS DE OPTIMIZACIÓN.....	40
3.2 PROCEDIMIENTO PARA ENFRENTAR EL PROBLEMA.....	41
3.3 MÉTODOS DE OPTIMIZACIÓN MULTIVARIABLE NO LINEAL	42
3.3.1 ALGORITMOS BASE DERIVATIVOS.....	42
3.3.2 ALGORITMOS BASADOS EN COMPARACIONES DE LOS VALORES DE LAS FUNCIONES	44
3.3.2.1 ALGORITMO POLITOPE.....	44
3.3.2.2 ALGORITMOS GENÉTICOS	47
3.3.2.3 ALGORITMO GENÉTICOS CON CODIFICACIÓN REAL	49
3.3.2.4 OPERADORES GENÉTICOS.....	53
4 MODELAMIENTO NUMÉRICO DE TRANSPORTE DE RECORTES CON ESPUMA EN POZOS VERTICALES	55
4.1 MODELO DESARROLLADO.....	56
4.1.1 ECUACIONES DE CONTINUIDAD Y MOMENTO	56
4.1.2 CONDICIONES DE FRONTERA	57
4.1.3 CONDICIONES INICIALES	58
4.2 SOLUCIÓN	58
4.2.1 CONSIDERACIONES GEOMÉTRICAS	58
4.2.2 FLUJO DE ESPUMA – RECORTES EN ANULAR	59
4.2.3 FLUJO DE ESPUMA A TRAVÉS DE TOBERAS DE LA BARRENA	59
4.2.4 FLUJO DE ESPUMA EN TUBERÍA DE PERFORACIÓN	59
4.3 VERIFICACIÓN DE LAS PREDICCIONES DEL MODELO	64
5 OPTIMIZACIÓN HIDRÁULICA DE PERFORACIÓN CON ESPUMA EN POZOS VERTICALES	71
5.1 DEFINICIONES	71
5.2 OPTIMIZACIÓN HIDRÁULICA	71
5.3 OPTIMIZACIÓN HIDRÁULICA CON FLUIDOS COMPRESIBLES	72
5.4 PROCEDIMIENTO PARA OPTIMIZACIÓN HIDRÁULICA CON ESPUMA EN POZOS VERTICALES	72
5.5 RESUMEN.....	77
5.6 OPTIMIZACIÓN DE LA CALIDAD DE ESPUMA	83
5.7 OPTIMIZACIÓN DE LA REOLOGÍA.....	89
5.8 OPTIMIZACIÓN DE LA CONTRA PRESIÓN	91

6 SIMULADOR MEJORADO DE PERFORACIÓN CON ESPUMA EN POZOS VERTICALES.....	91
6.1 CASO REAL.....	91
6.2 DATOS DE ENTRADA	91
6.3 CORRIDAS.....	93
6.4 ANÁLISIS DE RESULTADOS	95
7 CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES.....	97
8 BIBLIOGRAFÍA	101
NOMENCLATURA.....	4
APÉNDICES	4

NOMENCLATURA

a, b, c, d	coeficientes en las operaciones de OPB
a ₁ , a ₂ , a ₃ , b ₁ , c ₁ , c ₂ , d ₁ , d ₂	coeficientes en las correlaciones CFV
a', b'	coeficientes de la correlación de Luo et al.
C'	constante en el modelo de influjo del yacimiento
a*, b*, c*, d*	coeficientes de la correlación de Martins et al.
a ₁ ', a ₂ ', b ₁ ', b ₂ '	constantes en las correlaciones reológicas de espuma de Lourenco et al. (2001)
A	área de sección transversal, m ²
C	concentración (fracción de volumen), m ³ /m ³
C _D	coeficiente de arrastre, adimensional
C _L	coeficiente de levante, adimensional
d	diámetro, m
D	diámetro de tubería, m
D _H	diámetro hidráulico del agujero, m
D _O	diámetro exterior de la tubería, m
D _i	diámetro interior de la tubería, m
e	excentricidad entre centros interior y exterior de tuberías, m
E	relación de expansión, adimensional
f	coeficiente de fricción, adimensional
f _F	coeficiente de fricción de Fanning, adimensional
f _M	coeficiente de fricción de Moody, adimensional
f _{sd}	coeficiente estático seco de fricción, adimensional
F	fuerza, N
g	constante de aceleración gravitacional, m/s ²
g _c	constante gravitacional
h _w	profundidad vertical del pozo, m
\bar{k}	promedio geométrico de permeabilidades absolutas horizontales y verticales (K _x , K _y) expresadas como (K _x K _y) ^{0.5}
K	índice de consistencia, s ^{n*} dyn/cm ²
L	longitud de tubería, m
$\frac{m}{\rho \pi d^2}$	gasto de flujo másico, kg/s
$\frac{m}{\rho \pi d^2}$	masa de una partícula simple, kg
M	masa, kg
$\frac{m}{\rho \pi d^2}$	número total

\tilde{N}_{Re}	número modificado de Reynolds, adimensional
n	índice de comportamiento de flujo, adimensional
p	presión en el pozo, psi
p_{BH}	presión de fondo de agujero, psi
p_{ob}	contra presión óptima, psi
p_{rob}	contra presión óptima reducida, psi
q	gasto de flujo, m^3/s
Δp	caída de presión, psi
PI	índice de productividad específico, $m^2/(psi*s)$
PI_t	índice de productividad teórico, $m^3/s/psi$
r	radio, m
r_e	distancia radial dentro del yacimiento, m
R	ritmo de penetración, m/hr
Re	número de Reynolds, adimensional
Re_{gen}	número de Reynolds generalizado, adimensional
s	término fuente de masa, $kg/(s*m^3)$
S_f	término fuente de espuma debido a influjo de fluido de formación, $kg/(s*m^3)$
ΔS_f	término fuente de espuma debido a la transferencia de masa entre capas, $kg/(s*m^3)$
ΔS_s	término fuente de sólidos debido a la transferencia de masa entre capas, $kg/(s*m^3)$
S_g	término fuente de influjo de gas, $kg/(s*m^3)$
S_o	término fuente de influjo de aceite, $kg/(s*m^3)$
S_w	término fuente de influjo de agua, $kg/(s*m^3)$
S_i	longitud de interface entre capas, m
S_1	perímetro interno mojado de la tubería, m
S_2	perímetro externo mojado de la tubería, m
S	perímetro mojado, m
S_k	factor de daño, adimensional
t	tiempo, sec.
T	Temperatura absoluta, K
u	velocidad, m/s

U_c	velocidad crítica de depositación, m/s
U^*	velocidad de fricción, m/s
$\langle u_s \rangle$	velocidad del volumen promedio, m/s
\tilde{u}_s	velocidad promedio de masa, m/s
V_s	velocidad de deslizamiento entre fluidos y sólidos, m/s
v_t	velocidad de asentamiento terminal, m/s
V	volumen, m^3
V_A	volumen promedio, m^3
x	longitud del volumen de control, m
X	coeficiente usado en la correlación de velocidad crítica, adimensional
Z	factor de desviación del gas
β_v	factor de contable de fuerza de arrastre, $kg/(s^*m^3)$
Φ_c	relación crítica de gas líquido, stm^3/stm^3
x	distancia entre los fondos de tuberías dentro y fuera, m
Γ	calidad de espuma, adimensional
δ	espesor de capa deslizada, m
ε	coeficiente de difusión, adimensional
ε'	coeficiente de difusión local, adimensional
γ	ritmo de corte, 1/s
λ	excentricidad, adimensional
μ	viscosidad de espuma, Pa*s
μ_a	viscosidad aparente, Pa*s
μ_e	viscosidad efectiva, Pa*s
μ_p	viscosidad plástica, Pa*s
θ	

	ángulo de inclinación del agujero, grados
ρ	densidad, kg/m ³
$\bar{\rho}$	densidad de bulto, kg/m ³
σ	índice de velocidad de depositación crítica de espuma, adimensional
τ_y τ	límite elástico, psi
	esfuerzo de corte, psi
τ_w	esfuerzo de corte en la pared, psi
ω	factor de relajación, adimensional
ψ	esfericidad de la partícula, adimensional
ϵ_s	relación de expansión de volumen esférico, adimensional

C_L	coeficiente de levante, adimensional
d	diámetro, m
D	diámetro de tubería, m
D_H	diámetro hidráulico del agujero, m
D_O	diámetro exterior de la tubería, m
D_i	diámetro interior de la tubería, m
e	excentricidad entre centros interior y exterior de tuberías, m
E	relación de expansión, adimensional
f	coeficiente de fricción, adimensional
f_F	coeficiente de fricción de Fanning, adimensional
f_M	coeficiente de fricción de Moody, adimensional
f_{sd}	coeficiente estático seco de fricción, adimensional
F	fuerza, N
g	constante de aceleración gravitacional, m/s ²
g_c	constante gravitacional
h_w	profundidad vertical del pozo, m
\bar{k}	promedio geométrico de permeabilidades absolutas horizontales y verticales (K_x, K_y) expresadas como

	$(K_x K_y)^{0.5}$
K	índice de consistencia, $s^{n^*} \text{ dyn/cm}^2$
L	longitud de tubería, m
\dot{m}	gasto de flujo másico, kg/s
m	masa de una partícula simple, kg
M	masa, kg
N	número total
\tilde{N}_{Re}	número modificado de Reynolds, adimensional
n	índice de comportamiento de flujo, adimensional
p	presión en el pozo, psi
p_{BH}	presión de fondo de agujero, psi
p_{ob}	contra presión óptima, psi
p_{rob}	contra presión óptima reducida, psi
q	gasto de flujo, m^3/s
Δp	caída de presión, psi
PI	índice de productividad específico, $\text{m}^2/(\text{psi} \cdot \text{s})$
PI_t	índice de productividad teórico, $\text{m}^3/\text{s}/\text{psi}$
r	radio, m
r_e	distancia radial dentro del yacimiento, m
R	ritmo de penetración, m/hr
Re	número de Reynolds, adimensional
Re_{gen}	número de Reynolds generalizado, adimensional
s	término fuente de masa, $\text{kg}/(\text{s} \cdot \text{m}^3)$
S_f	término fuente de espuma debido a influjo de fluido de formación, $\text{kg}/(\text{s} \cdot \text{m}^3)$
ΔS_f	término fuente de espuma debido a la transferencia de masa entre capas, $\text{kg}/(\text{s} \cdot \text{m}^3)$
ΔS_s	término fuente de sólidos debido a la transferencia de masa entre capas, $\text{kg}/(\text{s} \cdot \text{m}^3)$
S_g	término fuente de influjo de gas, $\text{kg}/(\text{s} \cdot \text{m}^3)$
S_o	término fuente de influjo de aceite, $\text{kg}/(\text{s} \cdot \text{m}^3)$
S_w	término fuente de influjo de agua, $\text{kg}/(\text{s} \cdot \text{m}^3)$
S_i	longitud de interface entre capas, m
S_1	perímetro interno mojado de la tubería, m
S_2	perímetro externo mojado de la tubería, m
S	perímetro mojado, m
S_k	factor de daño, adimensional
t	tiempo, sec.
T	Temperatura absoluta, K
u	velocidad, m/s
u_c	velocidad crítica de depositación, m/s
u^*	velocidad de fricción, m/s
$\langle u_s \rangle$	velocidad del volumen promedio, m/s
\tilde{u}_s	velocidad promedio de masa, m/s
v_s	velocidad de deslizamiento entre fluidos y sólidos, m/s

V_t	velocidad de asentamiento terminal, m/s
V	volumen, m^3
V_A	volumen promedio, m^3
x	longitud del volumen de control, m
X	coeficiente usado en la correlación de velocidad crítica, adimensional
Z	factor de desviación del gas
β_v	factor de contable de fuerza de arrastre, $kg/(s*m^3)$
Φ_c	relación crítica de gas líquido, stm^3/stm^3
x	distancia entre los fondos de tuberías dentro y fuera, m
Γ	calidad de espuma, adimensional
δ	espesor de capa deslizada, m
ε	coeficiente de difusión, adimensional
ε'	coeficiente de difusión local, adimensional
γ	ritmo de corte, 1/s
λ	excentricidad, adimensional
μ	viscosidad de espuma, Pa*s
μ_a	viscosidad aparente, Pa*s
μ_e	viscosidad efectiva, Pa*s
μ_p	viscosidad plástica, Pa*s
θ	ángulo de inclinación del agujero, grados
ρ	densidad, kg/m^3
$\bar{\rho}$	densidad de bullo, kg/m^3
σ	índice de velocidad de depositación crítica de espuma, adimensional
τ_y	límite elástico, psi
τ	esfuerzo de corte, psi
τ_w	esfuerzo de corte en la pared, psi
ω	factor de relajación, adimensional
ψ	esfericidad de la partícula, adimensional
ϵ_s	relación de expansión de volumen esférico, adimensional

Subíndices

ac	acumulación
an	anular del pozo
b	cama de recortes
B	plástico de Bingham
dp	tubería de perforación
d	depositación de sólidos
D	arrastre
e	arrastre de espuma
f	espuma
F	fricción

g	gas
G	gravedad
h	agujero
i	interface entre capa superior e inferior
in	inyección
k	número de partículas
l	fase líquida
L	fuerza de levante
min	mínimo
nozz	tobera de barrena
o	área abierta de flujo de fluido
opt	óptimo
p	partículas
P	presión
pl	ley de potencias
re	condición de yacimiento
s	fase dispersa (partículas sólidas)
slip	velocidad de deslizamiento
w	agua
x	dirección – x
1	superficie de control upstream
2	superficie de control downstream

Abreviaturas

BHP	presión de fondo de pozo
CBHP	presión de fondo de pozo circulando
CCC	concentración crítica de recortes
CFQ	calidad de espuma crítica
CFV	velocidad de espuma crítica
CGLR	relación crítica de gas líquido
GLR	relación gas líquido
OBP	contrapresión óptima
OFV	velocidad de espuma óptima
OGLR	relación gas líquido óptima
PI	índice de productividad
PV	viscosidad plástica
ROBP	contra presión óptima reducida
ROP	ritmo de penetración
TVD	profundidad vertical verdadera
UBD	perforación bajo balance
YP	límite elástico

LISTA DE FIGURAS

Figura		Página
1.1	Consecuencias de la inadecuada limpieza del agujero	15
2.1	Fuerzas actuando sobre una partícula sólida en flujo vertical	23
2.2	Distribución de viscosidad y velocidad turbulenta (centro de tubería estacionada) (Modificado a partir de Williams y Bruce, 1951)	26
2.3	Viscosidad de la espuma teórica (Modificada por Mitchell, 1971)	35
2.4	Correlaciones para el índice de comportamiento y consistencia de flujo de espuma.	37
3.1	Componentes para la formulación de problemas de optimización.	45
3.2	Politope en dos dimensiones con puntos de reflexión, expansión y contracción.	50
3.3	Estructura general del algoritmo genérico.	53
3.4	Comportamiento de la jerarquización lineal y no lineal.	56
3.5	Ejemplo del comportamiento del muestreo aleatorio universal.	57
4.1	Flujo en anular, toberas de barrena y tubería de perforación.	64
4.2	Definición de la presión de fondo circulando óptima (Modificado por Saponje 1998).	67
4.3	Velocidad óptima de espuma.	68
4.4	Relación de gas líquido crítica a diferentes contra presiones.	68
4.5	Comparación de presiones de fondo predichas por el modelo propuesto y el modelo de Kuru.	70
4.6	Variación de la presión de fondo de pozo con la inyección de gas y líquido.	73
4.7	Variación de la presión de fondo con el ROP	73
4.8	Presión de fondo de agujero	74
4.9	Concentración de recortes a diferentes ROP	75
4.10	Distribución de los recortes a lo largo del espacio anular	75
5.1	Comparación de contrapresiones en estrangulador a diferentes velocidades de espuma a 96 % y 95%.	84
5.2	Comportamiento de la presión de fondo a diferentes ROP.	85
5.3	Comportamiento de la presión de fondo a diferentes diámetros.	85
5.4	Comportamiento de la presión de fondo contra contrapresión en estrangulador a diferentes diámetros.	87
5.5	Comportamiento de la presión de fondo a diferentes profundidades.	87
5.6	Comportamiento de la contrapresión óptima a diferentes diámetros.	88
5.7	Comportamiento de la calidad de la espuma a diferentes diámetros.	89
5.8	Calidad de la espuma a diferentes diámetros.	90
5.9	Comportamiento de la calidad a lo largo de todo el pozo.	92
5.10	Vista en planta de los valores de la calidad a lo largo de todo el pozo.	92

5.11	Comportamiento de la calidad de la espuma a lo largo del pozo con 200 psi de contrapresión en el estrangulador.	93
5.12	Comportamiento de la calidad de la espuma con 300 psi en el estrangulador.	94
5.13	Comportamiento de la calidad de la espuma con 500 psi de contrapresión en el estrangulador.	95
5.14	Comportamiento de K_p a lo largo del pozo.	97
5.15	Comportamiento de n_p a lo largo del pozo.	97
6.1	Estado mecánico del pozo Cougar 1001	100
6.2	Caídas de presión sin optimizar.	105
6.3	Caídas de presión optimizadas.	106
6.4	Distribución de recortes a lo largo del pozo.	108
6.5	Análisis de velocidad anular vs. Velocidad de asentamiento de recortes.	109
A-1	Velocidades de partícula a través de una superficie de volumen de control.	117
A-2	Volumen de control de flujo de recortes en pozo vertical.	120
B-1	Configuraciones de agujero.	130
C-1	Concentración de sólidos en un volumen de control cilíndrico.	134

CAPÍTULO 1

1.1 Resumen

La Perforación Bajo Balance (Under Balance Drilling, UBD, por sus siglas en inglés) en la industria petrolera consiste en diseñar la presión hidrostática del fluido de perforación menor a la presión de la formación a ser perforada.

Las técnicas de perforación bajo balance han sido usadas por más de 20 años (Cade et al., 2003). La perforación de pozos ha empleado UBD sostenidamente desde el inicio de los años 90 (Giancarlo et al., 2002). Esto se debe principalmente a que las técnicas de UBD tienen ventajas sobre las operaciones de perforación convencional.

- La principal ventaja de UBD es minimizar el daño a los yacimientos en la vecindad del agujero debido a la invasión in-situ de finos, arcillas y sólidos en el lodo dentro de la matriz de la formación. Esta invasión es fácilmente causada por las operaciones de perforación convencional.
- El beneficio directo de remover o reducir el daño a la formación es el aumento de la productividad de aceite – gas y la recuperación de hidrocarburos del yacimiento. Este beneficio ha impactado en la economía de la mayoría de los proyectos y puede ser cuantificada por la aplicación de aproximaciones probabilísticas comparando las técnicas de “bajo balance” contra “sobre balance” en la producción de hidrocarburos. Por ejemplo, se revisaron un número considerable de casos históricos de UBD de una manera simple, cuantificar el incremento de reservas, y esto concluyó que el incremento de recuperación de hidrocarburos fue debido al uso de la tecnología UBD (Cade et al., 2003).
- La eliminación de las pérdidas de fluido de perforación es otra ventaja importante de UBD. Cuando la alta permeabilidad y baja presión del yacimiento son perforadas usando fluidos de perforación convencional, las pérdidas de fluido pueden conducir a un daño severo a la formación e incrementar el costo de la perforación.
- El incremento del ritmo de penetración (Rate of penetration, ROP, por sus siglas en inglés) puede ser obtenido por el uso de técnicas de bajo balance. Ritmos de penetración más rápidos implican menos tiempo de perforación y ahorros directos de los costos de perforación. Casos históricos en todo el mundo muestran que, con el uso de UBD, los ritmos de perforación fueron notablemente incrementados por un factor de dos, comparados con los desarrollados por perforación convencional (Negrao et al, 2004). En un campo en el oeste de Venezuela usando la técnica de

perforación de balance cercano, con espuma, se obtuvo un ROP promedio de 8.5 m/hr (28 ft/hr), con un máximo ROP de 36.9 m/hr (121 ft/hr), el cual fue más rápido que el promedio de ritmo de penetración obtenido con perforación convencional (Rojas et al, 2002). Un incremento significativo en los ritmos de penetración fueron reportados en otro caso histórico de UBD (Pirineo, 2009). El promedio de ritmo de penetración con operaciones convencionales era aproximadamente de 1 – 1.4 m/hr (4.5 ft/hr). Después de usar fluido de perforación con aire/nitrógeno, el promedio de ritmo de penetración fue incrementado de 15 – 18 m/hr (50 – 60 ft/hr).

- El problema de la pegadura de tubería por presión diferencial usualmente ocurre en la perforación convencional. En UBD, el mecanismo de pegadura de tubería debido a presión diferencial no existe, por lo tanto, este problema puede ser evitado (McLennan et al., 1997).
- La evaluación del yacimiento mientras se perfora es considerado como un beneficio de UBD. Realizar una prueba de potencial con un aparejo de prueba (DST, Drill Stem Test) después de perforar con bajo balance siempre provee frutos (Hannegan y Divine, 2002). La información puede ser usada asistiendo en la caracterización del yacimiento que es casi imposible con técnicas de registros convencionales.

Por mucho, las técnicas de bajo balance han sido usadas exitosamente alrededor del mundo, incluyendo Canadá, Estados Unidos, Mar del Norte, Rusia, Omán, Emiratos Árabes Unidos, China, Argelia, Indonesia, Malasia y México. Estas técnicas para solventar problemas de perforación han sido aplicadas en muchos pozos desde los últimos años de los 50. (Johnson, 2003). Gobiernos y la mayoría de las compañías petroleras han reconocido el gran impacto de la perforación bajo balance en la estrategia de desarrollo de energía, y se han tomado acciones para apoyar esta tecnología.

Existen muchos factores importantes que afectan el éxito de un proyecto de bajo balance. Entre ellos, el manejo de la presión de fondo es el factor clave. Una perforación bajo balance debe ser diseñada para obtener las “condiciones bajo balance” a lo largo de la perforación (Wang et al., 1997). Para obtener esto, los fluidos de perforación deben ser cuidadosamente proyectados conociendo las limitantes hidrostáticas. Normalmente, aire/gas, líquidos de baja densidad, o combinación de aire/gas y líquidos son usados para la perforación bajo balance. De acuerdo con los fluidos usados, la perforación bajo balance es clasificada en cuatro categorías (McLennan et al., 1997):

- 1) Perforación aire/gas: aire, nitrógeno y algunos hidrocarburos pueden ser usados como el medio circulante. Un pozo con una presión de fondo baja y formaciones sensibles al agua son buenos candidatos para el uso de perforación con aire. Ventajas adicionales de la perforación de aire/gas incluyen el bajo costo y amabilidad ambiental del fluido de perforación.

- 2) Perforación de líquido gasificado: Un fluido de perforación de dos fases gas/líquido es usado en operaciones de perforación. Hay dos técnicas básicas de inyectar la mezcla de líquido con gas: tubería de inyección e inyección anular. El flujo en el anular puede mostrar varios patrones de flujo como el flujo burbuja, flujo tapón y flujo anular, los cuales hacen la presión de fondo de agujero difícil de controlar.
- 3) Perforación con espuma: Espuma estable es usada para perforación bajo balance debido a su alta viscosidad y baja densidad. La alta viscosidad da a la espuma una mayor habilidad de transportar los recortes, y la baja densidad hace la condición de bajo balance mayormente alcanzable en todas las circunstancias. Los beneficios adicionales de la perforación con espuma incluyen un flujo estable sin burbujeo y la habilidad de levantar grandes cantidades de inlfujo de líquido desde el yacimiento.
- 4) Flujo de perforación: Un fluido con una densidad menor al gradiente de formación se usa como un fluido de circulación. La presión hidrostática creada por el fluido de perforación es necesariamente mayor que la creada por el fluido de perforación gaseoso o con gas, el cual requiere una alta presión de poro en la formación para asegurar que la condición bajo balance es obtenida. Las ventajas adicionales del flujo de perforación son que la necesidad de suministro de gas es eliminada, y el motor de fondo para lodo convencional y MWD pueden inclusive ser usados.

Fuera de las cuatro técnicas de perforación bajo balance, solo la perforación con espuma es el sujeto del actual estudio.

La espuma son aglomeraciones de burbujas de gas separadas una de otra por una capa de líquido (Bikerman, 1973). Una solución acuosa de agua y un agente superficial activo constituyen una fase continua, con aire como burbujas discontinuas (Okpobiri e Ikoku, 1986).

La espuma es siempre usada como un fluido de circulación en operaciones bajo balance debido a su alta viscosidad y baja densidad. Una viscosidad alta efectiva de la espuma levanta los recortes de perforación y limpian eficientemente el agujero. Pruebas de laboratorio ilustran esto, inclusive es de dos a ocho veces más eficiente que el agua (Anderson, 1984).

La densidad variable de la espuma, por otra mano, es beneficiosa cuando se perfora bajo balance. La densidad de la espuma es sensible a la cantidad de fase gaseosa y líquido (calidad).

A pesar del hecho de que en la industria el uso de la espuma como fluido de perforación ha ido incrementando, existen aún muchas preguntas sin respuesta asociadas con la aplicación de la espuma. Los mecanismos envuelven el flujo de espuma como algo muy complejo debido a la naturaleza compresible de la espuma, los cuales aseguran la predicción del comportamiento de la espuma como algo difícil. La determinación de los gastos de inyección óptimos de gas/líquido para el transporte efectivo de recortes mientras se obtiene la presión

de fondo mínima es una de las mayores áreas que necesitan ser estudiadas. Esto necesita ser manejado en campo, donde las condiciones del pozo son las dominantes sobre la toma de decisiones, por tal motivo se requiere la realización de una herramienta que permita el manejo de estas condiciones con el objetivo de asegurar el éxito en las operaciones de campo.

Se cuentan con numerosos simuladores que nos ayudan a predecir el comportamiento de la presión en perforaciones bajo balance, ya sea con fluidos espumados o aireados, pero ninguno de ellos cuenta con optimización de las condiciones de operación; recientemente se realizó un estudio de optimización de estas condiciones (E. Kuru & O.M. Okunsebor, 2005), ellos realizaron estudios bajo la premisa de cambiar diferentes condiciones de gastos de inyección de líquido y gas, y observaron el comportamiento de la calidad de las espuma y de las velocidades anulares para determinar los valores óptimos de cada caso.

Este trabajo maneja de una manera más automatizada, la optimización de estos parámetros, sin necesitar de un análisis de sensibilidad, esto se logró usando métodos de optimización por investigación de operaciones, al final del trabajo se realizó una validación con un caso real de operación bajo balance.

1.2 Estado del problema

La limpieza de agujero, (transporte de recortes) es uno de los factores más importantes que afectan los costos de perforación, tiempo y la calidad del pozo resultante al producir gas o aceite. La inadecuada limpieza del agujero puede resultar en problemas de perforación de costos altos, tales como atrapamiento de tubería, desgaste prematuro de barrena, bajos índices de penetración (ROP), formación de fracturas y altos torques y arrastres. (Figura 1.1)

El transporte de recortes es controlado por diversas variables, tales como la geometría del agujero, (diámetro, inclinación, excentricidad), características de los recortes (medida, forma, porosidad de la cama), propiedades del fluido de perforación (reología, densidad, coeficiente de arrastre) y parámetros operacionales de perforación (ROP, gasto de circulación del fluido). Se requiere un buen entendimiento de los mecanismos de transporte de recortes como un componente integral del diseño de la hidráulica de perforación óptima.

Las ventajas de perforar con espuma (incremento del ROP, mitigación del daño a la formación, reducción de impacto ambiental, mitigación de las pérdidas de circulación, etc.) pueden ser obstaculizadas por el inadecuado transporte de recortes a superficie. Las investigaciones sobre los complejos mecanismos que involucran el transporte de recortes son tradicionalmente limitadas a estudios de

transporte de recortes con fluidos de perforación convencional. Un mejor entendimiento de cómo afectan los parámetros operacionales de la perforación en el transporte de hidrocarburos dará como resultado un uso más generalizado de la espuma como un fluido de perforación.

Una manera prudente de optimizar la función del comportamiento de un pozo es por optimización numérica, particularmente optimización no lineal. La optimización no lineal encuentra una combinación de estas variables que resultan en un comportamiento óptimo del pozo y evita una solución de ensaye y error. Algunas ventajas de la optimización no lineal son por ejemplo, que no hay límite en el número de las variables de decisión para poder ser optimizadas simultáneamente; además, la función objetivo puede ser definida en una amplia variedad de caminos.

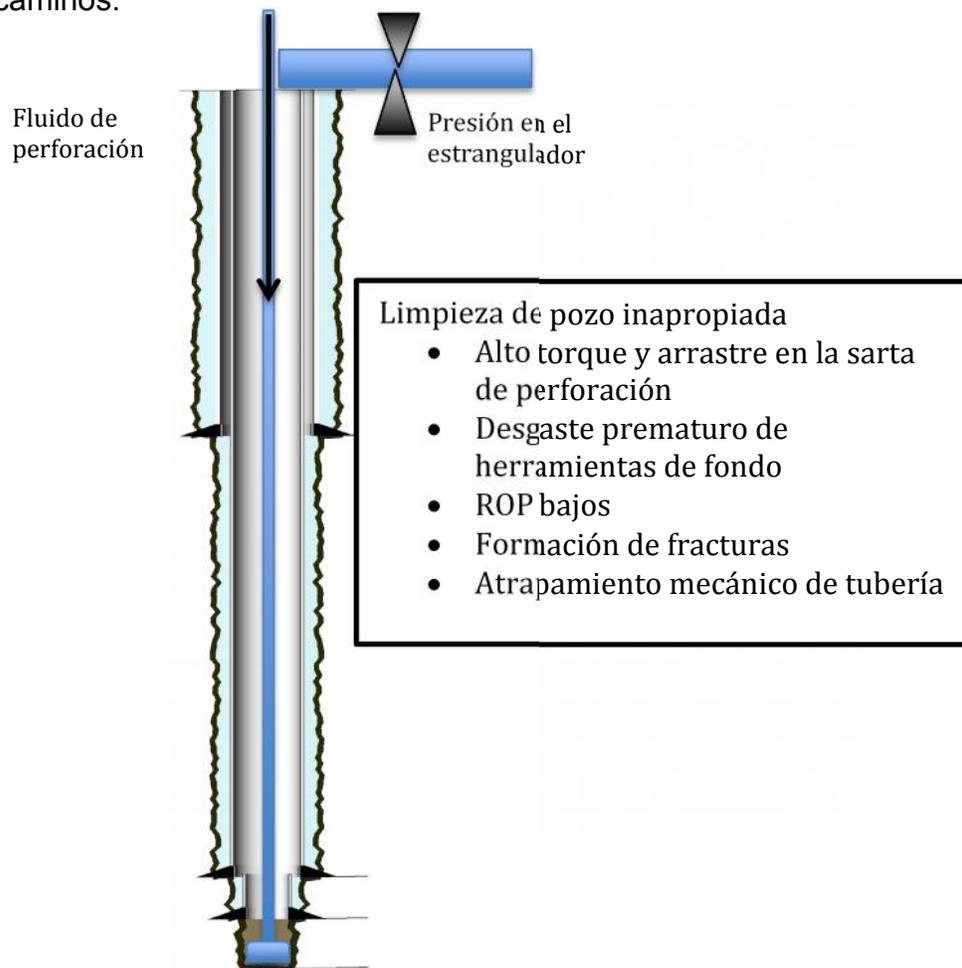


Figura 1.1 Consecuencias de la inadecuada limpieza del agujero

Una predicción acertada de la presión de fondo del agujero (BHP) es tan importante como la remoción efectiva de los recortes para el éxito de la perforación con espuma. Manteniendo la BHP tan baja como la presión de poro es

un objetivo principal de cualquier operación de bajo balance. En esta consideración, un modelamiento exitoso de la hidráulica de perforación con espuma es un importante paso a seguir para un manejo eficiente de la optimización de la presión de fondo de pozo. Los modelos actuales para hidráulica de espuma están lejos de ser óptimos.

Modelos para flujo homogéneo para perforación de pozos verticales fueron propuestos por Krug y Mitchell (1972), Okpobiri y Ikoju (1986), Harris et al. (1991), Guo et al. (1995), Liu y Medley (1996), Valko y Economides (1997) y Owayed (1997). En los modelos de flujo homogéneo, las partículas fueron dispersas uniformemente en la espuma y la velocidad de deslizamiento de los sólidos fue descuidada en el cálculo de las caídas de presión en los pozos verticales. Otros aspectos tales como la fricción entre los sólidos de la perforación, la pared del agujero y el flujo de gas y agua desde el yacimiento no fueron considerados en estos modelos.

Para el transporte de sólidos con espuma en pozos horizontales, únicamente se han concluido algunos estudios (Thondavadi y Lemlich, 1985; Harzhaft et al., 2000; Martins et al., 2001; Ozbayoglu et al., 2003). Thondavadi y Lemlich (1985), Harzhaft et al. (2000) y Mertins et al. (2001) principalmente presentaron sus resultados experimentales. Ozbayoglu et al. (2003) presentó un modelo mecánico 1-D de tres capas para flujo de espuma y recortes. El modelo utilizó un coeficiente de levantamiento y un coeficiente de difusión determinado de la concentración de recortes in situ. Desde la determinación de estos coeficientes es muy difícil y complicado, y la aplicación del modelo de Ozbayoglu et al. es muy limitado. El efecto de los influjos del yacimiento no fue tomado en este modelo.

Un objetivo importante del modelamiento hidráulico es la aplicación, predicción y optimización de la presión de pozo en el fondo BHP y la limpieza del agujero en las operaciones de perforación.

Muchas de las búsquedas previas en hidráulicas de perforación con espuma se enfocaron en encontrar el volumen mínimo de gasto requerido para el transporte de recortes sin poner mucha atención al valor de la presión de circulación del fondo del pozo (CBHP) (Gou et al., 1995; Krug y Mitchell, 1972; Okpobiri y Ikoju, 1986). Otros problemas existentes son la falta de criterio para escoger la contrapresión anular óptima y la determinación del gasto de espuma máximo disponible para disminuir la inestabilidad del agujero.

La optimización de la limpieza de agujeros en pozos horizontales se convierte más compleja cuando los fluidos compresibles como la espuma y el lodo aireados son usados como fluidos de perforación. La buena habilidad de transportar recortes ha sido demostrada en campo (Rojas et al., 2002), aunque al formación de camas de recortes estacionarias se ha reportado por estudios experimentales (Ozbayoglu et al., 2003; Martins et al., 2001; Saintpère, 1999). Para pozos horizontales, ninguna investigación ha encontrado un tema para optimización de hidráulica de perforación con espuma.

Una aproximación comprensible para la optimización de hidráulica con espuma considerando la eficiencia de transporte mientras se minimiza la presión de fondo de agujero es necesaria.

1.3 Objetivos de la investigación

Esta investigación estará enfocada en el modelamiento numérico y estudios de optimización de hidráulicas de perforación con espuma y transporte de recortes en pozos verticales a través del uso de algoritmos de optimización. El objetivo principal de esta investigación incluye:

- 1.- Desarrollar un modelo mecanístico 1D para el transporte de recortes con espuma en pozos verticales.
- 2.- Proveer soluciones numéricas de los modelos mecanísticos para transporte de recortes con espuma en pozos verticales.
- 3.- Utilización de un método de optimización de operaciones de agujero que puedan ser usadas hidráulicamente las operaciones de perforación con espuma (ejemplo: efectivo transporte de recortes mientras se mantiene la presión de fondo de agujero al mínimo).
- 4.- Desarrollar guías prácticas y una serie de diagramas simplificados para limpieza de agujero para aplicaciones de campo prácticas en operaciones de perforación. (Ejemplo: determinación de valores óptimos de gastos de inyección de gas/líquido y una contrapresión óptima para pozos verticales).

1.4 Alcance de la investigación

Las principales tareas a ser logradas a través de esta investigación pueden ser resumidas como sigue:

- 1) Un modelo 1D de flujo de sólidos-espuma en pozos verticales para ser desarrollado. Esta tarea requiere de formulación de las ecuaciones de estado para la total suspensión de flujo de sólidos-espuma y las respectivas condiciones de frontera dentro del sistema de circulación de la perforación vertical. Esta tarea inclusive llamada para la selección de ecuaciones de cierre completa el conjunto de ecuaciones de estado de las

fases sólido y espuma. Las ecuaciones de estado incluyen las correlaciones para calcular la densidad y reología de la espuma, los factores de fricción de sólidos y espuma y los coeficientes de arrastre para un fluido de ley de potencias.

- 2) Será desarrollado un modelo estacionario 1-D para flujo de sólidos espuma en pozos verticales. Esta tarea propone una formulación de ecuaciones de estado para el flujo total suspendido de sólidos-espuma y las asociadas condiciones de frontera en pozos verticales. Inclusive incluyendo en esta tarea una selección de ecuaciones de cierre completando las ecuaciones de estado de las fases sólido-espuma. Las ecuaciones de cierre incluyen las correlaciones para calcular la reología y densidad de la espuma.

- 3) Los modelos propuestos pueden ser resueltos numéricamente. Las soluciones numéricas de los modelos pueden ser implementadas en simuladores de agujero. Un método numérico para un pozo establecido para un modelo de flujo de dos fluidos diluidos, y modificando las ecuaciones de estado para flujo de espuma-sólidos en pozos verticales. Se desarrollarán simulaciones numéricas de pozos usando métodos numéricos propuestos con un lenguaje de programación.

- 4) Un estudio de optimización de transporte de recortes y la hidráulica para pozos verticales. La optimización hidráulica de perforación bajo balance con espuma es definida como un problema el cual requiere de encontrar la mejor combinación de presión anular, gastos de inyección de gas y líquido los cuales tienen un efecto mínimo en la presión de fondo del pozo y la concentración de recortes mientras se perfora a un máximo ritmo de penetración permitido. Los efectos claves de los parámetros de perforación (ejemplo: ritmo de penetración, gasto de inyección de gas y líquido, contrapresión anular, etc.) sobre la eficiencia del transporte de recortes serán investigados. Un diagrama que simplifique la limpieza del agujero será desarrollada la cual dará unos parámetros optimizados para la limpieza del agujero determinados en localización.

1.5 Metodología de la investigación

Un número de diferentes metodologías serán usadas para encontrar los objetivos de la investigación. En orden de determinar la concentración de sólidos, la velocidad de la espuma y la presión en campo en el pozo exactamente, son requeridas separación de variables de ecuaciones de continuidad y momento para las fases de espuma y sólidos. Para cada fase, la ecuación de continuidad será derivada basados en la ley de conservación de masa que establece que la suma del gasto de acumulación de masa en un sistema másico y la red de flujo de masa a través del sistema es igual a la generación de masa en el sistema. La ecuación de momento será derivada basados en la segunda ecuación de Newton de movimiento la cual establece que el gasto de cambio de momento de un sistema másico con el tiempo es igual al total de fuerzas externas actuando sobre el sistema. Intercambios de masa (influjo de fluidos del yacimiento, depositación de sólidos en una cama estacionaria, etc.) entre el interior del sistema de flujo y el exterior del sistema serán tratados como términos fuentes. Después de la derivación de las ecuaciones de estado, las ecuaciones de estado serán seleccionadas basadas en las correlaciones exactas y aplicables a través de una extensiva revisión de literatura.

Las soluciones numéricas de los modelos de transporte de recortes serán usados para desarrollar los estudios de optimización hidráulica para el flujo de espuma - recortes en pozos verticales. Consiguiendo esta meta, la optimización de las condiciones de perforación con espuma se obtendrá. Los efectos de los parámetros operacionales de la perforación (ritmo de penetración, gastos de inyección de gas y líquido, contrapresión, etc.) sobre las condiciones de optimización serán investigadas. Métodos de optimización de operaciones serán desarrollados estando los parámetros correspondientes de las condiciones óptimas en términos de diagramas de simplificación para uso de campo.

1.6 Contribuciones esperadas de la presente investigación

Todos los modelos existentes de flujo de sólidos- espuma en pozos verticales anteriores a este estudio tratan la optimización del flujo de sólido-espuma como un procedo de iteraciones. En un caso (Li y Kuru, 2008), abordaron la cuestión de la optimización de los parámetros de perforación con espuma de manera iterativa, no incluyeron métodos de optimización de operaciones. Para un punto de vista más práctico, los modelos de flujo homogéneo predicen flujos de espuma para limpiar el pozo demasiado bajos, provocando serios problemas de limpieza durante la perforación por acumulación de recortes en el agujero.

Para tratar de solucionar esta deficiencia en el modelado de transporte de recortes con espuma, esta investigación propondrá dos novedosos métodos de

optimización de operaciones. Los nuevos modelos tomarán el método existente de optimización y se añadirán los algoritmos necesarios para permitir una predicción más certera de la concentración de sólidos, las distribuciones de la velocidad de la espuma y la presión en el agujero mientras se perfora con espuma. El uso de estos nuevos modelos para designar las operaciones de perforación con espuma ayudaría a obtener un mejor control de la presión de fondo de agujero y un eficiente transporte de recortes en operaciones de campo.

El modelo propuesto proveerá soluciones en estado estacionario al problema de transporte de recortes con espuma para pozos verticales de manera óptima mediante algoritmos genéticos y politopos. Esta información será muy útil para el personal en campo que tome las decisiones que ayuden a realizar una limpieza para viaje, y además, que tanto deberán parar después de perforar para realizar una limpieza agresiva.

La investigación presenta un estudio de optimización exhaustivo del diseño de hidráulicas para espuma en pozos verticales. El concepto de optimización propuesto llamado para encontrar la mejor combinación de la contrapresión, el ritmo de penetración y los gastos de inyección de gas y líquido para obtener una mínima presión de fondo y valores mínimos de concentración de recortes. Diagramas simplificados y correlaciones para encontrar valores óptimos de contrapresión, gastos de inyección de gas y líquido se presentarán. Estos diagramas y correlaciones serán usados por personal de campo como guías cuando diseñen una mínima presión de fondo y máxima eficiencia de transporte de recortes en un trabajo de perforar con espuma.

1.7 Estructura del trabajo

Capítulo 1 provee una revisión del trabajo de investigación cuyos resultados son presentados en el trabajo, incluyendo los antecedentes del trabajo, la exposición del problema, los objetivos y el alcance de la investigación, metodología y las contribuciones científicas e industriales esperadas de esta investigación.

Capítulo 2 Da una revisión de la literatura relacionada a las áreas de la investigación las cuales incluyen transporte de recortes con fluidos de perforación convencionales en pozos verticales y horizontales, perforación bajo balance con aire/gas, perforación bajo balance con líquido gasificado (o lodo) y perforación con espuma. Cuando se revisó la literatura para la perforación con espuma, la revisión se enfocó en la reología de la espuma, el flujo de espuma en tuberías y el espacio anular y el transporte de recortes con espuma en pozos verticales y en horizontales (o tuberías).

Capítulo 3 presenta la revisión literaria de la optimización de operaciones, desde los conceptos básicos de formulación de problemas, la metodología para enfrentar los problemas y la mención de los métodos de optimización multivariable no lineal y algoritmos basados en comparaciones de los valores de las funciones.

Capítulo 4 presenta el desarrollo de los modelos mecánicos de transporte de recortes con espuma en pozos verticales. Esto describe las ecuaciones de estado y condiciones de frontera, la solución numérica, verificación de los modelos predictivos, y la corrección de una existente correlación para el factor de fricción de sólidos bajo una mayor investigación. Los resultados presentados son basados en un análisis de sensibilidad basado en un modelo.

Capítulo 5 describe la metodología usada para la optimización de las condiciones operacionales de la perforación de pozos con fluido espumado, incluyendo las consideraciones y los resultados obtenidos mediante la simulación optimizada y así mismo los cuadros de comparación con un caso real.

Capítulo 6 Presenta la conclusiones del estudio y recomendaciones para trabajos futuros. La literatura referida en esta tesis es listada en el capítulo 7.

CAPÍTULO 2

2.0 Revisión de literatura

La revisión de literatura consiste de tres secciones mayores, transporte de recortes con fluidos de perforación convencionales, perforación bajo balance y perforación con espuma. La revisión de la literatura para la espuma se enfoca principalmente en la reología de la espuma, el flujo de espuma y transporte de recortes con espuma.

2.1 Transporte de recortes con fluidos de perforación convencional.

2.1.1 Transporte de recortes en pozos verticales.

2.1.1.1 Mecanismos de transporte de recortes en pozos verticales.

Fuerzas actuantes en una partícula sólida. En pozos verticales, los recortes de la perforación son transportados hacia arriba por el fluido de perforación a través del espacio anular entre la tubería de perforación y la pared del agujero. En el levantamiento de los recortes, una fuerza viscosa actúa sobre los recortes debida al fluido de perforación, está siempre tiene que ser mayor que la gravedad ejercida sobre los sólidos. Fuerzas externas actúan sobre los recortes, controlando el movimiento de los mismos en el fluido. Figura 2.1 muestra las dos fuerzas principales, la fuerza gravitacional y la fuerza de arrastre, son aplicadas a una partícula sólida en direcciones opuestas cuando los recortes son transportados por el fluido de perforación en pozos verticales. Los recortes pueden moverse hacia arriba si las fuerzas de arrastre son tan altas como la fuerza gravitacional (Figura 2.1 (A)), y los recortes podrán moverse hacia abajo si la fuerza de arrastre es menor que la fuerza gravitacional (Figura 2.1 (C)). LA figura 2.1 (B) representa una condición crítica que fuerza a un sobre balance sobre la partícula, y este movimiento es determinado por el movimiento previo.

Coefficiente de arrastre. La determinación de la fuerza gravitacional no es difícil, mientras que para la fuerza de arrastre es más complicado porque los factores que afectan la fuerza de arrastre incluyen la viscosidad y densidad del fluido de perforación, la velocidad de deslizamiento entre el fluido de perforación y los sólidos, densidad de la partícula, medida y forma. La fuerza de arrastre puede ser calculada a través del uso de un coeficiente de arrastre (Crowe, 1998):

$$F_D = \frac{1}{2} C_D A_s \rho_f (u_f - u_s) \cdot |u_f - u_s| \quad (2.1)$$

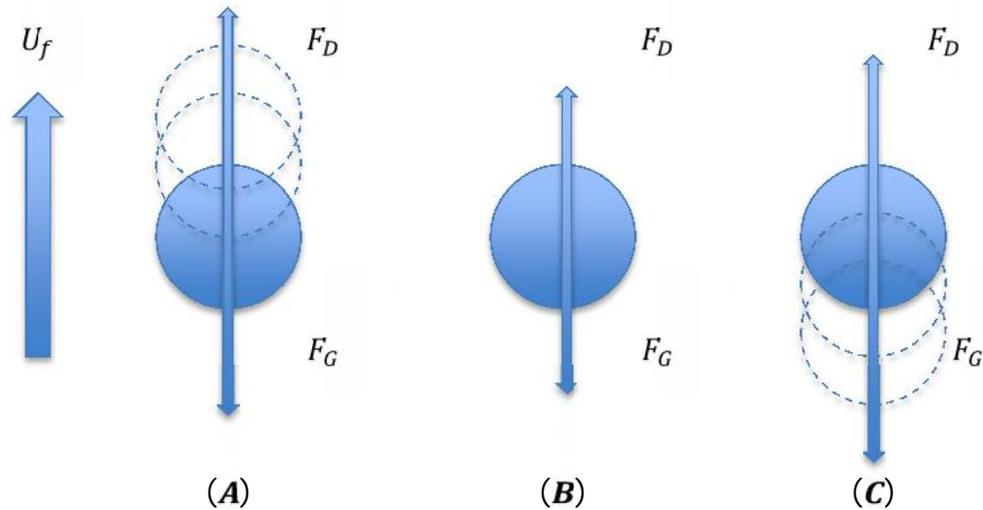


Figura 2.1 Fuerzas actuando sobre una partícula sólida en flujo vertical

La determinación del coeficiente de arrastre ha sido investigado desde 1851, cuando Stokes desarrolló la correlación clásica del coeficiente de arrastre como una función lineal del número de Reynolds (Ley de Stokes) para un flujo continuamente caótico pasando una esfera rígida para un flujo de fluido Newtoniano (Chhabra, 1993). Clift (1978) recomendó las correlaciones estándar para el cálculo de coeficientes de arrastre para todos los regímenes de flujo en fluido Newtoniano. Se llevaron a cabo experimentos con el fin de determinar coeficientes de arrastre para partículas sólidas en diferentes tipos de fluidos no Newtonianos (Shah, 1982; Dedegil, 1987; Peden y Luo, 1987; Fang, 1992). En los experimentos, la velocidad de terminal de asentamiento de las partículas esféricas en un fluido son medidas, y luego el coeficiente de arrastre puede ser calculado usando la ecuación (2.2):

Para fluido sin punto de cedencia:

$$C_D = \frac{4}{3} g \frac{d_s (\rho_s - \rho_f)}{\rho_f v_t^2} \quad (2.2-a)$$

Para fluidos con punto de cedencia:

$$C_D = \frac{4}{3}g \frac{d_s(\rho_s - \rho_f)}{\rho_f v_t^2} - \frac{2\pi\tau_y}{\rho_f v_t^2} \quad (2.2-b)$$

Fluidos de perforación con propiedades de plástico de Bingham y ley de Potencias son los más comúnmente usados para la ingeniería de perforación. Debgil (1987), basado en los resultados de sus experimentos de investigación, desarrollo un coeficiente de arrastre para fluidos tipo plástico de Bingham:

$$C_D = \frac{24}{Re_B} \quad Re_B < 8 \quad (2.3-a)$$

$$C_D = \frac{22}{Re_B} + 0.25, \quad 8 < Re_B < 150 \quad (2.3-b)$$

$$c_D = 0.4, \quad Re_B > 150 \quad (2.3-c)$$

Donde Re_B es el número de Reynolds de partícula para un fluido plástico de Bingham y es definido como:

$$Re_B = \frac{\rho_f v_s d_s}{\mu_p} \quad (2.4)$$

Para fluidos de ley de potencias, Shah (1982) desarrollo una correlación con una función implícita del número de Reynolds de partícula en un rango de 0.01 a 100, y un índice comportamiento de flujo en un rango de 0.28 a 1.0. Meyer (1986) propuso ecuaciones generalizadas complejas aplicables para todos los regímenes de flujo de fluidos de ley de Potencias. Chhabra (1990) encontró que el coeficiente de arrastre para fluidos de ley de Potencias puede ser calculado usando la ecuación para fluidos Newtonianos reemplazando el número de Reynolds con el número de Reynolds de partícula para fluidos de ley de Potencias:

$$C_D = (2.25Re_{pl}^{-0.31} + 0.36Re_{pl}^{0.06})^{3.45}, \quad 1 \leq Re_{pl} < 1000 \quad (2.5)$$

Donde Re_{pl} es el número de Reynolds de partícula para fluidos de ley de Potencias y es definido como:

$$Re_{pl} = \frac{\rho_f d_s^n |u_f - u_s|^{2-n}}{K} \quad (2.6)$$

Después, Fang (1992) mostró que el coeficiente de arrastre se aproxima a un valor constante de (1.0) cuando el número de Reynolds de partícula fue mayor que 100. Chhabra (1993) presentó una evaluación crítica entendible de la literatura disponible para el movimiento de partícula en un medio No- Newtoniano. Chien (1994) desarrollo una ecuación para el coeficiente de arrastre para fluidos de ley de Potencias que puede ser siempre usado para recortes de formas irregulares:

$$C_D = \frac{30.0}{Re_s} + \frac{67.289}{e^{5.03 \cdot \varphi}}, \quad 0.2 \leq \varphi \leq 1.0 \quad (2.7)$$

Donde φ denota esfericidad, la cual es definida como el radio del área superficial de la forma esférica teniendo el mismo volumen como la partícula y el área superficial actual de la partícula, y $0.001 < Re_s < 200,000$.

Perfil de velocidad de fluido de perforación: El significado de la velocidad del fluido es normalmente usado para determinar la “transportabilidad” de recortes aunque la distribución de velocidades en un punto no es uniforme a través de una sección transversal en el anular. Esto se puede ver en la Figura 2.2 que, como la distancia incrementa a lo largo de la dirección radial, el punto de velocidad incrementa desde cero hasta la pared de la tubería (se asume que el deslizamiento en la pared de la tubería no existe) un máximo valor cerca del centro de la sarta, entonces decrece a cero hacia la pared del agujero. Ya que una mayor velocidad de fluido produce una mayor fuerza de levantamiento del recorte (Ecuación (2.1)), los recortes en el centro de la sarta son transportados más rápido que cerca de la pared del agujero. Esto es probable ya que la velocidad del fluido cerca de las fronteras externas no es suficiente por lo tanto los recortes podrán regresar hacia el fondo del agujero a lo largo de la pared. Dos diferentes tipos de regímenes de flujo, laminar y turbulento, han sido identificado en el sistema de circulación del fluido de perforación. La eficiencia del transporte de recortes en flujos laminar y turbulento no son el mismo. Como se ve en la Figura 2.2, el perfil de velocidad en el flujo turbulento es más rápido que en el flujo laminar, lo cual es favorable para la prevención de la caída de recortes en el área externa de la sarta. Además, en experimentos, muchos investigadores confirman que el flujo turbulento es más efectivo para la capacidad de transporte de recortes que el flujo laminar.

La rotación de la tubería: La rotación de la tubería tiene un efecto positivo en el transporte de recortes. Uno de los beneficios de rotar la tubería es que se crea turbulencia que ayuda a prevenir la formación de camas de recorte, bolsillos gelificados entre la tubería y la pared del agujero, y otro es que la rotación de la tubería genera fuerzas centrífugas que tienden a proyectar los sólidos a las zonas de alta velocidad donde el transporte de recortes es más eficiente (Williams y Bruce 1951).

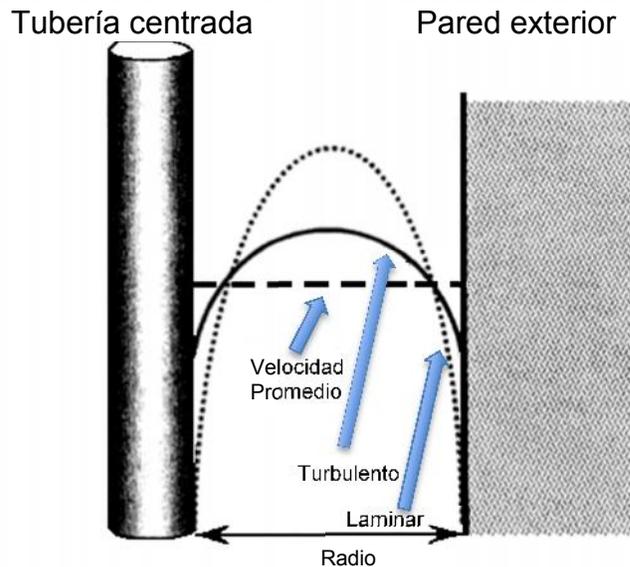


Figura 2.2 Distribuciones de viscosidad y velocidad turbulenta (centro de tubería estacionada) (Modificado a partir de Williams y Bruce, 1951)

2.1.1.2 Estudios experimentales

Pigott (1941) presentó los resultados de la hidráulica de la perforación con lodo en la tubería y espacio anular. Esto demostró que la concentración de arcilla tiene un efecto significativo en las caídas de presión como un flujo laminar. Para el flujo turbulento, se observa una pequeña caída de presión debida a la presencia de arcilla. Además, Pigott estableció que la velocidad es más importante que la viscosidad para el levantamiento de los recortes, y que 5 % de la concentración de recortes en el lodo de perforación es seguro para transportar.

Hall et al. (1950) Estudió la habilidad de transporte de recortes para fluidos de perforación tipo plástico de Bingham, y desarrollo correlaciones para las velocidades de deslizamiento de partículas específicas y discos planos en ambos flujos, laminar y turbulento. Las implicaciones de campo para estas correlaciones son que la velocidad del fluido de perforación debe mantenerse alta para que la velocidad de deslizamiento sea menor que la velocidad de levantamiento. Un fenómeno interesante en esta prueba fue que, para algunos casos en régimen de flujo laminar, la velocidad de medida de recortes fue más alta que el promedio de velocidad del flujo de perforación. Fenómeno similar fue observado más adelante por Williams y Bruce (1951).

Williams y Bruce (1951) investigaron que la velocidad mínima requerida para remover exitosamente los recortes y los efectos de las propiedades de los fluidos sobre la capacidad del acarreo en un pozo experimental de 152 m (500 ft). En

general, se encontró que un gel bajo, baja viscosidad en lodo son mejores que un gel alto, alta viscosidad de lodos para remover recortes. Ellos encontraron inclusive que la rotación de la tubería tiene un fuerte impacto positivo en el transporte de los recortes. Otro fenómeno de interés fue el llamado “efecto de orden reversible”, el cual describe como las partículas grandes alcanzan primero la superficie aunque, teóricamente, ellas deberían aparecer al final. Los autores finalmente sugirieron que la velocidad del lodo de 0.51 a 0.64 m/s (100 a 125 ft/min) puede ser usada para mantener limpio el fondo del agujero si el flujo se mantiene turbulento.

Hopkin (1967) presento resultados de pruebas de laboratorio tan buenas como experiencias de campo acerca de la velocidad del fluido de perforación segura requerida para la limpieza del agujero. Aunque los resultados de pruebas de laboratorio mostraron un mínimo de 0.61 m/s (120 ft/min) de velocidad requerida con un fluido de perforación de viscosidad baja, los estudios de las condiciones de perforación en muchos pozos durante la perforación rápida con agua mostraron que el 5 % de volumen de concentración es una concentración crítica en el anular. Esta conclusión soporta lo sugerido por Pigott (1941). Además, Hopkin reportaron que alta viscosidad del lodo en régimen laminar es más favorable que fluido de viscosidad baja en flujo turbulento para limpieza de agujero, el cual no fue aceptado en las conclusiones de Williams y Bruce.

Zeidler (1972) primeramente uso un tubo de vidrio de 4.5 m (15 ft) de longitud, 0.08 m (3 in) para determinar un velocidad de asentamiento terminal de recortes de perforación, y entonces emplearon una escala grande de aparatos experimentales, con la cual consistía de un agujero anular de 20 m (65 ft) de largo, para investigar la eficiencia del transporte de recortes con agua y lodo de perforación. Usando agua, el encontró que siempre cuando la velocidad del agua es más alta que la velocidad terminal de asentamiento de recortes, el 100 % de los recortes transportados podría no ser logrado sin la rotación de la tubería. Gran mejoría en el transporte de recortes fue observada cuando la rotación de la tubería se agrega. La fracción de recuperación acumulada de las partículas de perforación en el anular, los cuales fueron usados para caracterizar la eficiencia del transporte de recortes, fue encontrado que es afectado por muchos factores como masa de la partícula, velocidad de fluido, viscosidad del fluido y rotación de la tubería.

Sifferman et al. (1974) construyeron un aparato experimental a escala completa, el cual fue usado como la prueba del comportamiento del flujo en estado estacionario de lodo de perforación y recortes en el anular. Ellos usaron el término “relación de transporte de recortes”, el cual fue definido como la relación de velocidad de recortes y la velocidad anular de bulo, y graficaron esto contra la velocidad anular en diagramas para investigar los efectos de las variables de perforación.

Tabla 2.1 Resumen de efectos de variables en el transporte de recortes.

Variable	Efecto Mayor	Efecto Moderado	Efecto Ligero
Velocidad Anular	X		
Propiedades Reológicas	X		
Medida de los Recortes		X	
Peso del Fluido		X	
Velocidad de Rotación			X
Concentración			X
Medida de Anular			X
Excentricidad			X

(Modificado por Sifferman et al., 1974)

2.2 Perforación Bajo balance (UBD)

Las investigaciones relacionadas de Perforación Bajo balance han sido enfocadas en el modelamiento mecánico de hidráulicas de flujo multifásicos en el agujero, y la determinación de los gastos mínimos de gas y/o líquido requerido para transportar los recortes.

2.2.1 Perforación con Aire/Gas

Angel (1957) derivó una ecuación para determinar los gastos de circulación necesarios para producir velocidades anulares que fueron equivalentes en poder de levantamiento para algunas velocidades de densidad estándar de aire. La ecuación fue resuelta implícitamente para obtener el gasto mínimo de circulación basado en la suposición de que la velocidad mínima para densidad de aire estándar requerida para transportar los recortes es 15.2 m/s (3000 ft/min). El efecto de la velocidad de deslizamiento entre fases fue omitida en este estudio.

Machado e Ikoku (1982) desarrollaron un grupo de correlaciones empíricas para describir los efectos friccionales de sólidos en el anular por aplicación de análisis de regresión lineal con datos experimentales. Se basaron en la suposición de que la velocidad de aire/gas debe ser más alta que la velocidad terminal de asentamiento de los recortes manteniendo la perforación segura, los requerimientos mínimos de volumen fueron calculados usando el método de ensayo y error. El gasto de inyección mínimo de gas se necesita incrementar con la profundidad y el ROP.

Mitchell (1983) llevó a cabo un estudio de simulación para la perforación con aire y niebla en pozos geotérmicos. Primero, balance de ecuaciones de masa y balance de momento para flujo de gas compresible se desarrolló, entonces las

modificaciones apropiadas necesarias se discutieron la incorporación de recortes de perforación a los modelos de perforación con niebla o flujo de aire.

Shama y Chowdhry (1986) presentaron un modelo matemático isotérmico 1D de estado estacionario que analiza los efectos del fluido dinámico de nubes de varias medidas de partículas, y calcula las caídas de presión de la mezcla. Estos modelos dividen el anular en series de celdas computables. Las caídas de presión totales determinaron por resumen las caídas de presión en las celdas individuales.

Wolcott y Sharma (1986) desarrollaron un modelo de estado estacionario para cálculos de requerimientos de volumen de aire. Diferente al modelo de Sharma y Chowdhry, este puede aplicarse a cualquier isotérmica o no isotérmica suspensión de flujo 1D de gas y sólidos. Los efectos de los sólidos deslizados fueron considerados, y tres métodos para determinar las caídas de presión debido a la fase sólida fueron estudiados.

Supon y Adewumi (1991) construyeron un modelo experimental de pozo para simular el flujo multifásico de aire comprimido y arena, el cual se produce en un proceso de perforación de aire. El modelo fue diseñado controlando el flujo volumétrico de aire y el gasto de flujo de arena a través de un espacio anular transparente. La existencia de una caída de presión mínima para el flujo del anular fue confirmada por los experimentos, y una ecuación empírica fue desarrollada para las caídas de presión mínimas en el anular para el flujo de arena a través del sistema.

Tian y Adewumi (1991) desarrollaron una aproximación hidrodinámica utilizando variables incluyendo propiedades de los sólidos, dos diferentes medidas de partículas, propiedades termodinámicas de fluido, ROP, configuración geométrica del pozo y de la sarta de perforación, anulares y velocidades de transporte de fluido. Tres diferentes ecuaciones parciales formuladas teniendo en cuenta los balances de masa de gas y dos grupos de sólidos con diferentes medidas, y otras diferentes ecuaciones parciales fueron formuladas teniendo en cuenta para los balances de momento de gas y dos grupos de sólidos con diferentes medidas. La incorporación de condiciones iniciales y de frontera, el modelo fue integrado usando los métodos numéricos lineales (MOL). Las predicciones modelo fueron comparadas con los datos experimentales de Supon y Adewumi (1991), y el estudio fue encontrado ser muy bueno.

2.2.2 Perforación de líquido gasificado

Guo et al. (1996) desarrollaron un modelo matemático basado sobre lo isotérmico, el balance de energía de estado estacionario matemático para flujo de espuma compresible. La ecuación fue aplicada al flujo multifásico de gas, el lodo de perforación y recortes asumen un flujo homogéneo en el lodo de perforación

aireado. El modelo fue usado para predecir el BHP también la concentración de recortes en el agujero.

Wang et al. (1997) desarrollaron un modelo de estado inestable de perforación bajo balance. La conservación de masa de los ocho componentes incluyendo el gas libre producido del yacimiento, gas inyectado por la tubería, gas inyectado por el anular, gas disuelto, lodo de perforación, aceite de formación, agua de formación y recortes de la perforación, todos considerados en conjunto con una total conservación de momento. Un número de sub modelos calcula la densidad del lodo de perforación, densidad del gas, velocidad de los recortes, etc. Todas desarrolladas para acercarse a las ecuaciones de continuidad y momento.

Bijleveld et al. (1998) desarrollaron un modelo de bajo balance de estado estable el cual puede ser usado para simular el flujo multifásico en anular y tubería de perforación. Los componentes de aceite, agua, producción del yacimiento, gases hidrocarburos disueltos, gases adicionales de inyección, nitrógeno, aire y recortes fueron tomados para analizar y conocer los balances de masa. Determinar el promedio de densidad de mezcla en el cálculo, un modelo de flujo de dos fases fue usado con la consideración de diferentes patrones de flujo de acuerdo en el agujero. En adición, los efectos de los fluidos del yacimiento fueron incorporados a este modelo.

Sharma et al. (2007) desarrollaron un modelo de estado estable con flujo multifásico de gas, líquido y sólidos. Las ecuaciones de conservación de masa para aceite, agua, lodo, gas de inyección, gas de formación y recortes de perforación, y la ecuación de conservación de momento para la mezcla fueron dadas en este modelo. La solución del modelo, una mezcla homogénea fue asumida en el sistema de flujo, y los recortes de perforación fueron asumidos como suspendidos totalmente en la mezcla homogénea de gas/líquido.

Li y Walker (2000) desarrollaron 600 pruebas en transporte de sólidos con gas/líquido. Ellos usaron un modelo de flujo el cual consistía de una tubería transparente de 6 m (20 ft) y 13 cm (5 in.) de diámetro interior y una tubería de metal de 7 cm (2 3/8 in.) de diámetro interior simulando el agujero abierto y la tubería respectivamente. Basado en los resultados experimentales, una correlación empírica fue desarrollada para determinar una velocidad de asentamiento crítica que prevé la formación de camas estacionarias de recortes. Se encontró que la velocidad del líquido in-situ fue la variable más importante que afecta el transporte de recortes en pozos horizontales. Otros modos de limpieza, como circulación del agujero, viajes de limpieza, fueron discutidos en esta investigación.

Martins et al. (2002) investigaron el retorno de los sólidos al tiempo de retorno en perforación con fluido aireado usando un modelo a escala real construido en PETROBRAS. Consistía en un pozo vertical, el cual tenía una tubería de revestimiento de 34 cm (13 3/8 in.) a 1300 m. Otra de 18 cm (7 in.) a la profundidad de prueba. La sarta de perforación con medida de 9 cm (3 1/2 in.) fue

usada en los experimentos. Se inyectó arena a través del anular y tubería, y el tiempo de retorno fue registrado. Se encontró que el gasto de líquido tenía un mayor efecto en el tiempo de retorno de los sólidos.

Naganawa et al. (2004) realizaron experimentos para investigar el transporte de recortes en lodos de perforación aireados para anulares inclinados entre ángulos de 30° a 90°. El Sistema de Circuito de Flujo de Transporte de Recortes (CTFLS, iniciales en inglés) usado en las pruebas, consistía de una sección de prueba de 8m de largo con 13 cm (5 in.) de diámetro interior, de acrílico transparente con una tubería en su interior de 5 cm (2.063 in.) de diámetro exterior de acero. Los tres patrones de flujo incluyendo burbuja, tapón y caótico fueron observados mientras se transportaban los recortes en el espacio anular inclinado. En un espacio anular horizontal, sin embargo, únicamente se observó un flujo de ondas estratificado. Para la inyección de gas se encontró que tiene un pequeño efecto en el transporte de recortes en pozos horizontales donde el flujo de ondas estratificadas prevaleció.

Sunthakar et al. (2002) realizó estudios experimentales sobre flujo de lodo aireado en un pozo horizontal utilizando un sistema de flujo de retorno de baja presión con una sección de 27 m (90 ft) inclinada y un anular de 20 x 11 cm (8 x 4.5 in.). Flujo burbuja e intermitente se observaron en la prueba. Los resultados experimentales mostraron que el patrón de flujo en las fronteras desplazado el flujo en el anular comparados con aquellos de flujo en la tubería.

Lage et al. (2001) desarrollaron un modelo matemático para investigar la dinámica transiente de los flujos en dos fases gas/líquido para perforación bajo balance. El modelo consistió de dos ecuaciones de continuidad para el gas y líquido y una ecuación de momento para la mezcla. La aproximación de la desviación de flujo adoptó determinada velocidad de deslizamiento entre el líquido y el gas. El sistema de ecuaciones de conservación fue resuelto por un esquema compuesto explícito, y el modelo fue validado por datos experimentales de un modelo a escala real.

Tellez et al. (2005) desarrollaron un modelo mecánico que puede predecir con precisión la presión en el agujero para patrones de flujo bifásicos para perforación bajo balance. El modelo consistía de un número de correlaciones (o sub modelos) usados para determinar la transición de los dos patrones de flujo y de las pérdidas de presión y las concentraciones para patrones de flujo particulares. Las predicciones del modelo fueron validadas con datos de campo de perforación bajo balance actuales y experimento a escala real, con esto un promedio de error de menos de 3 % se mostró para la validación.

2.3 Transporte de recortes con espuma.

2.3.1 Ecuación de estado de espuma.

2.3.1.1 Fluido espumado.

La espuma es una dispersión del gas dentro de una fase líquida (agua), la cual es estabilizada por surfactante. En espumas acuosas, la fase gaseosa aparece como burbujas que son separados por otras partículas del líquido. Las espumas tienen la misma fracción de gas, (ejemplo, calidad), que puede tener diferente textura (ejemplo, tamaño de burbujas y forma) y el espesor de la película líquida depende del tipo de surfactante, mecanismo de generación de espuma, etc. Las variaciones de la textura y espesor de la película de líquido tienen influencia en la viscosidad de la espuma. Esto es, sin embargo, prácticamente es imposible tomar en cuenta estas variables incontrolables cuando la reología de la espuma es estudiada. Tan lejos como las aplicaciones de ingeniería son concernientes, el efecto de la textura de la espuma en la reología de la misma es ignorado. La espuma es, considerada como un fluido homogéneo macroscópicamente, y a partir de este punto el diseño hidráulico es tratado como un fluido compresible de una sola fase.

2.3.1.2 Calidad de la espuma.

la calidad de la espuma es definida como un relación del volumen de gas a el total del volumen de la espuma, la fracción del volumen del gas es:

$$= \frac{V_g}{V_g + V_l} \quad (2.19)$$

El valor de la calidad de la espuma varía entre cero y la unidad. Porque la espuma contiene un componente gaseoso, esta calidad cambia como una función de presión y temperatura. La ley de los gases reales puede ser usada para determinar la relación de volumen de gas a diferentes condiciones de presión y temperatura.

$$\frac{V_{g1}}{V_{g0}} = \frac{Z_1 \cdot p_0 \cdot T_1}{Z_0 \cdot p_1 \cdot T_0} \quad (2.20)$$

Y para determinar la relación de densidad de gas a diferente condición de presión y temperatura:

$$\frac{\rho_{g1}}{\rho_{g0}} = \frac{Z_0 \cdot p_1 \cdot T_0}{Z_1 \cdot p_0 \cdot T_1} \quad (2.21)$$

Donde Z es el factor de desviación de gas, y es calculado usando un método computarizado (Yarborough y Hall, 1974); los subíndice 0 y 1 denotan dos diferentes condiciones.

Combinando las ecuaciones (2.19) y (2.20), la ecuación para calcular la calidad de la espuma a diferentes presiones y temperaturas puede ser obtenida como se muestra:

$$\frac{1}{\Gamma_1} = 1 + \left(\frac{1-\Gamma_0}{\Gamma_0} \right) \cdot \left(\frac{Z_0}{Z_1} \cdot \frac{p_1}{p_0} \cdot \frac{T_0}{T_1} \right) \quad (2.22)$$

2.3.1.3 Densidad de la espuma.

Desde que la espuma es tratada como un fluido homogéneo, la densidad de la espuma puede ser calculada usando la ecuación (2.23):

$$\rho_f = \rho_g + (1 - \Gamma) \rho_l \quad (2.23)$$

Los efectos de la presión y temperatura sobre la densidad de la espuma necesitan ser considerados. Por combinación de las ecuaciones (2.21), (2.22) y (2.23), la siguiente relación se deriva:

$$\frac{\rho_{f0}}{\rho_{f1}} = (1 - \Gamma_0) + \Gamma_0 \cdot \left(\frac{Z_1}{Z_0} \cdot \frac{p_0}{p_1} \cdot \frac{T_1}{T_0} \right) \quad (2.24)$$

2.3.2 Reología de la espuma

La viscosidad de la espuma es generalmente se conoce que está en función de la calidad de la espuma. Einstein (1906) derivó un modelo de viscosidad de dos fases burbuja – líquido para la aplicación de ecuaciones hidrodinámicas también ecuaciones de conservación de energía del flujo de un fluido alrededor de un sistema de burbujas (Mittchell, 1969). La ecuación de la viscosidad de Einstein fue validada por las calidades de espuma menores a 0.52, dispuestas en la región de burbuja:

$$\mu_f = \mu_l (1.0 + 2.5 \Gamma) \quad (2.25)$$

Similarmente, Hatschek (1910) derivó dos ecuaciones para describir la viscosidad de la espuma en el rango de calidad de 0.0 – 0.74 y 0.74 – 0.96 (Mittchell, 1969). Sus ecuaciones fueron:

$$\mu_f = \mu_l (1.0 + 4.5 \Gamma) \quad (2.26)$$

La segunda ecuación para burbuja – espuma deformada fue:

$$\mu_f = \frac{\mu_l}{(1.0 + \Gamma^{1/3})} \quad (2.27)$$

Mitchell (1969) investigo la viscosidad de la espuma en tubos capilares. El derivo una correlación empírica para viscosidades de espuma con un rango de calidad de 0.0 a 0.54 como sigue:

$$\mu_f = \mu_l(1.0 + 3.6 \Gamma) \quad (2.28)$$

Su segunda ecuación fue para calidades de espuma entre 0.54 y 0.97:

$$\mu_f = \frac{\mu_l}{(1.0 + \Gamma^{0.49})} \quad (2.29)$$

Típicamente, la viscosidad de la espuma incrementa cuando la calidad de la espuma incrementa. El cambio de la viscosidad de la espuma como una función de la calidad basada en los modelos de Einstein, Hatschek y Mitchell se muestra en la figura 2.5. Cuatro regiones se observan. Relación lineal de viscosidad vs. Calidad existe debajo de calidades de espuma de 0.54, y región de flujo niebla existe debajo de calidades de espuma de 0.97. La segunda y tercer regiones representan una relación curvilínea. Mitchell encontró que la espuma se comportaba aproximadamente como un plástico de Bingham en un total comportamiento de flujo laminar en estas dos regiones.

Beyer et al. (1972) desarrollaron un modelo tipo plástico de Bingham para describir el comportamiento de flujo de la espuma basado en los resultados obtenidos a partir de los experimentos en un modelo piloto a escala plataforma. Blauer et al. (1974) usaron tubos capilares, y Khan et al. (1988) usaron un reómetro de palto paralelo inclusive se observó el comportamiento de la espuma como un plástico de Bingham en estado de flujo estable. El modelo de plástico de Bingham puede expresarse como sigue:

$$\tau = \tau_y + \mu_p \dot{\gamma} \quad (2.30)$$

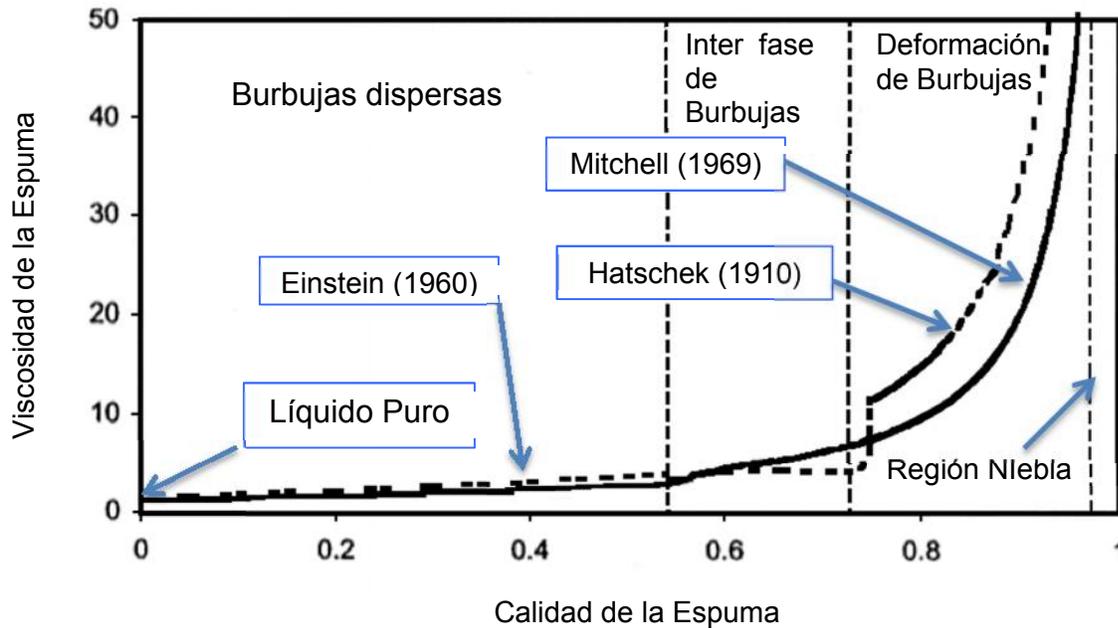


Figura 2.3 Viscosidad de la espuma teórica (Modificada por Mitchell, 1971)

Raza y Marsden (1965) realizaron un estudio experimental de la reología de la espuma utilizando pequeños tubos capilares. Sin embargo, ellos encontraron que el flujo de espuma fue, en gran medida, similar al fluido pseudo plástico, y esta reología podrá entonces ser expresada con la siguiente ecuación:

$$\tau = k \left(\frac{du}{dr} \right)^n \quad (2.31)$$

David y Marsden (1969) investigaron el comportamiento del flujo de espuma experimentalmente y teóricamente. La derivación de ecuaciones consideraba la semi compresibilidad de la espuma y el deslizamiento del fluido en la pared del tubo. El análisis de los resultados experimentales mostró el comportamiento de la espuma como un fluido pseudoplástico con un poco de punto cedente.

Shanghani e Ikoku (2003) investigaron la reología de la espuma específicamente para flujo en el anular perforado, y encontraron que el comportamiento de la espuma como un fluido pseudoplástico sin valor de cedencia. Los resultados experimentales fueron obtenidos usando un viscosímetro anular concéntrico que puede cerrarse simulando las condiciones actuales del agujero. Sanghani e Ikoku brindaron valores del índice del comportamiento de flujo, n , y de la consistencia del fluido, k , como funciones de la calidad de la espuma. No había una correlación disponible para calcular n y k . En este estudio, las correlaciones basadas en los resultados experimentales de Sanghani e Ikoku fueron desarrollados a través de análisis de regresión (Figura 2.6). Las correlaciones son:

Para $\Gamma < 0.915$:

$$K = 0.0074 \cdot e^{3.5163 \cdot \Gamma} \quad (2.32-a)$$

$$n = 1.2085 \cdot e^{-1.9897 \cdot \Gamma} \quad (2.32-b)$$

Para $0.98 > \Gamma > 0.915$:

$$K = -2.1474 \cdot \Gamma + 2.1569 \quad (2.32-c)$$

$$n = 2.5742 \cdot \Gamma - 2.1649 \quad (2.32-d)$$

Es interesante ver que existen dos distintas regiones en las cuales se puede expresar las dos diferentes correlaciones. Una relación exponencial existe entre K y n y la calidad de la espuma cuando la calidad de la espuma es menor a 0.915, mientras que una relación lineal existe a calidades cercanas a 0.915. Esto es porque, para $\Gamma < 0.915$, prevalece una espuma estable, y como la calidad de la espuma incrementa, la viscosidad efectiva de la espuma incrementa, y la desviación del comportamiento del fluido newtoniano decrece. Para $0.98 > \Gamma > 0.915$, la espuma estable comienza a convertirse en niebla no favorable la cual justamente tiene una muy baja viscosidad a comparación de la espuma. Si la calidad de la espuma es mayor que 0.96, la niebla prevalece. El valor de 0.96 fue recomendado como el valor máximo de calidad de espuma que es permitido en la perforación de agujeros (Okpobiri e Ikoku, 1986).

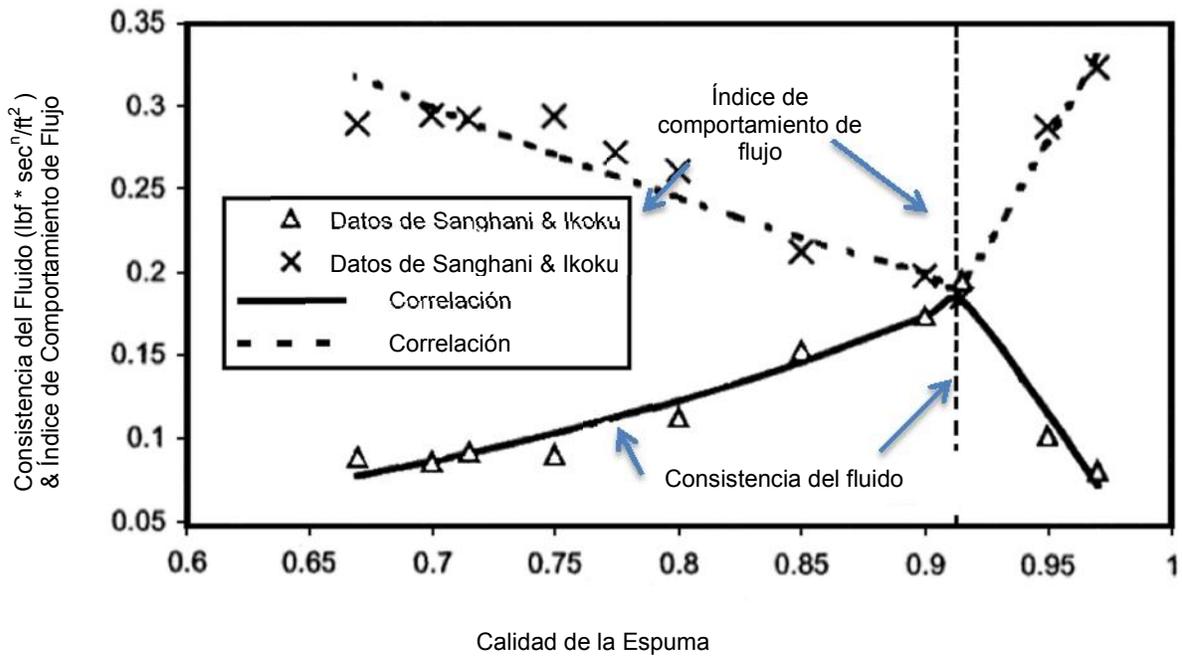


Figura 2.4 Correlaciones para el índice de comportamiento y consistencia de flujo de espuma.

Loureco et al. (2000) realizó experimentos exhaustivos sobre análisis de estabilidad de espuma y propiedades reológicas usando un viscosímetro de flujo. Nuevas correlaciones para índice de comportamiento de flujo y consistencia del fluido fueron desarrolladas en términos de la calidad de espuma.

$$n = a_1' \left(\frac{1-\Gamma}{\Gamma} \right)^{a_2'} \quad (2.33-a)$$

$$K = b_1' \left(\frac{1-\Gamma}{\Gamma} \right)^{b_2'} \quad (2.33-b)$$

Donde a_1' , a_2' , b_1' y b_2' son coeficientes de regresión los cuales fueron dados como 0.8242, 0.5164, 0.0813 y -1.5909 respectivamente (Martins et al. 2001).

La espuma normalmente exhibe una cedencia de pseudo plástico característica si el agente gelificante adiciona el agua. Reidenbach et al. (1986) realizó estudios experimentales sobre la reología de espumas con y sin fase de agua gelificada, y encontraron que el comportamiento del agua en la espuma es como un fluido de plástico de Bingham, mientras que el comportamiento del agua gelificada en la espuma es como de un fluido de Herschel Bulkley. El modelo de Herschel Bulkley está dado con la siguiente ecuación:

$$\tau = \tau_y + \mu_p \cdot \gamma^n \quad (2.34)$$

Reidenbach et al. (1986) inclusive observaron que el índice de comportamiento de flujo, n , fue aproximadamente el mismo como el de la base líquida, y el punto de cedencia, τ_y , y el índice de consistencia, K , fueron funciones exponenciales de la calidad de la espuma. Un serie de correlaciones fueron propuestas calculando el τ_y y k , de espumas base dióxido de carbono y nitrógeno.

Más tarde, Harris y Reidenbach (1984) realizaron estudios reológicos de espumas fracturantes nitrogenadas para alta temperatura. Ellos extendieron las investigaciones de Reidenbach et al. (1986) incorporando el efecto de alta temperatura y concentración de agente gelificante dentro de los tres parámetros del modelo de Herschel Bulkley (ecuación 2.34).

Calvert y Nezhati (1987) modelaron espumas como un modelo de plástico de Bingham (Herschel Bulkley) analizando datos experimentales obtenidos a partir de un reómetro de cono y plato y flujo de tubería. Ellos introdujeron el término “relación de expansión”, el cual fue definido como la relación de el volumen de una espuma simple a él volumen de la base líquida, en lugar de calidad describen propiedades de espuma. Fue encontrado que el índice de comportamiento de consistencia y flujo fueron independientes del gasto de flujo y relación de expansión, mientras que la variación del punto cedente es mucho más fuerte con ambos, el gasto de flujo y relación de expansión.

Saintpère et al. (1999) usaron un reómetro Haake de esfuerzo controlado y velocidad controlada para estudiar la reología de espuma con agua gelificada. Los resultados claramente mostraron que la espuma fue un fluido pseudo plástico con punto cedente, y el comportamiento como un sólido elástico para pequeñas deformaciones.

Bonilla y Shah (2010) experimentalmente investigaron la reología de espumas acuosas y gelificadas usando un viscosímetro de retorno. Todas las pruebas fueron corridas bajo un promedio de presión de 6890 kPa (1000 psia) para asegurar la calidad de la espuma constante y homogénea dentro del retorno. Ellos concluyeron que la reología de la espuma puede ser adecuadamente caracterizada por el modelo de Herschel Bulkley. Relaciones entre punto cedente y calidad de espuma, y consecuentemente índice y calidad de la espuma fueron desarrolladas para ambas espumas, acuosa y gelificada aplicando análisis de regresión de los datos experimentales.

Valkó y Economides (1992) propusieron una ecuación constitutiva para espumas de soluciones poliméricas basadas en el principio de igualdad de volumen. Ellos introdujeron una relación de expansión de volumen específico, ϵ_s , que fue definida como la relación de el volumen específico de la espuma a él volumen específico de la base líquida. La ecuación constitutiva de igualdad de volumen para un fluido plástico de Bingham se expresaron:

$$\gamma = 0, \quad |\tau| < \tau_y \epsilon_s \quad (2.35-a)$$

$$\gamma = \left[\mu_p + \frac{\tau_y \epsilon_s}{|\gamma|} \right] \cdot \gamma, \quad |\tau| \geq \tau_y \epsilon_s \quad (2.35-b)$$

y para fluido ley de potencia:

$$\tau = (k|\gamma|^{n-1} \epsilon_s^{1-n}). \quad (2.36)$$

Ozbayoglu et al. (2012) condujeron un estudio comparativo de modelos hidráulicos de espuma. Basados en la comparación de la medida de la caída de presión durante el flujo de espuma en tuberías con modelos predictivos, ellos concluyeron que estas espumas pueden ser tratadas como un fluido de ley de potencias cuando la calidad de la espuma esta entre 70 – 80 %, y como un fluido de plástico de Bingham cuando la calidad de la espuma es de 90 %.

2.3.3 Flujo de espuma en tubería y espacio anular

Beyer et al. (1972) desarrollaron un método para calcular las caídas de presión para flujo de espumas en tuberías y anulares. En el método, el gasto total de espuma fue compuesto por un componente deslizando q_{slip} , y un componente de fluidez, $q_{fluidity}$:

$$q = q_{slip} + q_{fluidity} \quad (2.37)$$

El componente de fluidez fue calculado usando correlaciones empíricas desarrolladas a partir de resultados experimentales, y la velocidad de fluidez fue derivada a partir de la ecuación Buckingham – Reiner:

$$q = \frac{\pi D^3 \tau_w g_c}{32 \mu_p} \left[1 - \frac{4 \tau_y}{3 \tau_w} + \frac{1}{3} \left(\frac{\tau_y}{\tau_w} \right)^4 \right] \quad (2.38)$$

Dónde:

$$\tau_y = \frac{\Delta p D}{4L} \quad (2.39)$$

Ellos combinaron las ecuaciones (2.37), (2.38) y (2.39) para obtener una función explícita para el gradiente de presión vs. Velocidad total, la fracción de volumen de líquido y diámetro de tubería. La función explícita fue calculada usando un esquema de diferencia finita dividiendo la tubería en incrementos de longitud con pequeños cambios de presión. Los cambios pequeños de presión pueden ser acumulados para dar la caída total de presión. El proceso de iteración fue continuado hasta sumar los incrementos de longitud iguales a la longitud total de la tubería:

$$k_{i=l}(L_i - L_{i-l}) = \frac{P_i - P_{i-l}}{\left(\frac{dp}{dL}\right)_{f,i} + \left(\frac{dp}{dL}\right)_{h,i}} \quad (2.40)$$

Blauer et al. (1974) encontraron que las pérdidas de presión fraccionales para el flujo de espuma pueden ser determinadas asumiendo el flujo de espuma en una sola fase y usando el Número de Reynolds convencional, diagrama de Moody y la ley de Hagen_Poiseuille para flujo laminar Newtoniano. Ellos sugirieron el uso de la viscosidad efectiva de espuma en lugar de viscosidad de una sola fase en el cálculo:

$$q = \frac{\pi \Delta p D^4 g_c}{128 \mu_e L} \quad (2.41)$$

La viscosidad efectiva para la espuma como plástico de Bingham fue:

$$\pi_e = \mu_p + \frac{\tau_y D g_c}{6u} \quad (2.42)$$

Lord (1981) predijo las pérdidas de presión resolviendo las ecuaciones de balance de energía mecánica en estado estacionario e isotérmico

$$\frac{u du}{g_c} - \frac{g dx}{g_c} + \frac{dp}{\rho_f} + f \frac{2u^2 dx}{g_c D} = 0 \quad (2.43)$$

Sporker et al. (1991) establecieron un flujo de retorno agujero abajo para investigar el comportamiento de la espuma bajo condiciones de campo realistas. Un modelo de flujo de espuma para flujo vertical con fluido multifásico fue propuesto para evaluar los datos experimentales. Este modelo fue una versión improvisada del modelo de espuma de Lord (1981). Además de usar la ley de gases reales en el método de Lord, la ecuación fue usada para describir el comportamiento del gas, el cual llevó a diferentes resultados.

Calvert (1990) asumió que los flujos de espuma como un tapón son lubricados por la capa que resbala por la pared. El espesor de la capa que resbala por la pared, la cual fue considerada por Calvert como el más importante parámetro controlador del flujo de espuma, puede ser estimado a partir del promedio del diámetro de burbujas y la relación de expansión por medio de un análisis experimental:

$$\frac{\delta}{d_{burbuja}} = \frac{2}{3(E-1)} \quad (2.44)$$

El autor usó el modelo de Herschel-Bulkley para calcular el componente de deslizamiento, q_{Slip} , y el componente de fluidez, $q_{Fluidez}$, para dar el gasto total de espuma bajo ciertas caídas de presión:

$$q_{Slip} = \frac{\pi \delta D^2 \tau_w}{4\pi} \quad (2.45)$$

Y

$$q_{Fluidez} = 0 \quad |\tau| < \tau_y \quad (2.46-a)$$

$$\frac{8q_{fluidez}}{\pi D^3} = \left(\frac{\tau_w}{K} Y'\right)^{1/n} \left(\frac{n}{n+1} Y'\right) \left[1 - \frac{2n}{2n+1} Y' \left(1 - \frac{n}{3n+1} Y'\right)\right], \quad |\tau| \geq \tau_y \quad (2.46-b)$$

Donde

$$Y' = (1 - \tau_y/\tau_w) \quad (2.47)$$

Gardiner et al. (1999) construyeron un modelo de flujo de espuma que combinaba los métodos de Valkó y Economides (1992) el volumen de igualdad con el efecto de deslizamiento de pared. Ellos integraron la ecuación de volumen de igualdad con la condición de frontera de deslizamiento en la pared y obtuvieron un perfil de velocidad para el flujo de espuma por ley de potencias como sigue:

$$q = \pi R^2 \left\{ u_{slip} + \frac{n}{3n+1} \left[\left(-\frac{dp}{dx} \right) \frac{R^{n+1} \epsilon^{n-1}}{2K} \right]^{1/n} \right\} \quad (2.48)$$

2.3.4 Transporte de recortes con espuma.

2.3.4.1 Transporte de sólidos con espuma en pozos verticales.

Krug y Mitchell (1972) utilizaron una técnica numérica, la cual fue basada en una ecuación modificada de Buckingham- Reiner, analizaron las hidráulicas de agujero para perforación con espuma, Las siguientes ecuaciones de diferencias finitas fueron usadas para describir el flujo de espuma en anular y tuberías:

$$\sum_{i=l}^n L_i = \sum_{i=l}^n \frac{p_{i+1} - p_i}{\rho_i g - \frac{8\tau_{y,i}}{3r} - \frac{8\mu_p u_{f,i}}{r^2}} \quad (2.49)$$

$$\sum_{i=l}^n L_i = \sum_{i=l}^n \frac{p_{i+1} - p_i}{\rho_i g + \frac{6\tau_{y,i}}{(D_o - D_i)} + \frac{48\mu_p u_{f,i}}{(D_o - D_i)^2}} \quad (2.50)$$

En las (2.49) y (2.50), el flujo de densidad, calidad de espuma, y velocidad fueron ajustadas para la presencia de recortes de perforación en la espuma asumiendo el flujo de espuma-sólidos homogéneo. Krug y Mitchell usaron el modelo para determinar el volumen mínimo de agua y gas, los caballos de poder hidráulico requeridos para las operaciones de perforación con espuma.

Okpobiri y Ikoku (1986) desarrollaron un procedimiento iterativo para calcular los requerimientos y la presión de inyección en la cabeza para perforación de pozos verticales con espuma de ley de potencias. El modelo predictivo fue establecido a cuenta para las pérdidas de presión friccional causadas por la fase sólida y la espuma. La Ley de gases reales fue usada para determinar la densidad y velocidad de la mezcla de fluido. Ellos trataron el flujo de recortes espuma como un flujo homogéneo, y sugirieron que para el transporte efectivo de recortes con espuma, la velocidad del fluido en el fondo deberá ser más alta que la velocidad terminal de asentamiento por lo menos un 10 % a la misma profundidad. Las diferentes formas de sus modelos fueron:

$$-\frac{\partial p}{\partial x} = (C_f \rho_f + C_s \rho_s)g + (f_s + f_{Ff}) \frac{2\rho_f u_f^2}{D_H} \quad (2.51)$$

Ellos fueron los primeros investigadores que incorporaron el efecto de la fuerza de fricción de sólidos en la espuma como fluido de perforación en una modelación. El factor de fricción de sólidos que se usó en la ecuación (2.51) fue:

$$f_s = \frac{39.36}{Re_f^{0.9907}} \left(\frac{u_f^2}{gd_s} \right)^{0.0296} \left(\frac{\rho_s}{\rho_f} \right)^{0.1403} C_s^{0.3844} \quad (2.52)$$

Harris et al. (1991) sugirieron que el flujo de sólidos – espuma para el fracturamiento hidráulico puede ser tomado como un flujo homogéneo. El apuntalante fue tratado como una fase interna cuando determinaron las propiedades reológicas de la mezcla apuntalante espuma. La calidad de la espuma modificada, o la calidad de las fases total interna, fue la relación de el volumen de gas más el volumen de arena y el volumen total de la lechada.

Guo et al. (1995) presentaron un modelo analítico simple para estimar la presión de fondo del agujero cuando se perfora con espuma en pozos direccionales. Ellos reconocieron que la compresibilidad de la espuma puede causar la concentración de recortes dada a diferentes profundidades a partir de la superficie, prestándose a cálculos innecesarios de las velocidades mínimas requeridas de transporte de recortes.

Liu y Medley (1996) presentaron un modelo mecanístico 1D similar al de Lord (1981) y Sporker et al. (1991) para analizar el comportamiento de la espuma como fluido de perforación. Los recortes fueron considerados como dispersos homogéneamente en la espuma, las propiedades de la mezcla fueron usadas para resolver la ecuación (2.43). El flujo desde la formación debido a la condición de bajo balance fue considerado en este modelo.

Buslov et al. (1996) desarrollo un procedimiento computable iterativo para calcular presiones del flujo de espuma en procesos de completación de pozos. En el método, el factor de compresibilidad fue supuesta igual a 1.0 para la fase gaseosa,

modelo viscoso de Mitchell (ecuaciones (2.28) y (2.29) fueron usadas para determinar la viscosidad de la espuma.

Owayed (1997) desarrollaron un modelo computacional de estado estacionario 1D para perforación con espuma. Las principales diferencias entre los modelos de Owayed, Okpobiri e Ikoku fueron en la forma de tomar la información del influjo de agua de formación mientras que el último no lo hizo.

Valkó y Economides (1997) desarrollaron un método que combinó el principio de igualdad de volumen (Valkó y Economides, 1992) con el método de fase interfacial constante (Harris et al., 1991) para flujo de espuma –apuntalante. La combinación de estos dos métodos produjo una estructura unificada para los cálculos del flujo de espuma cargada con sólidos.

2.3.5 Modelo de influjo de formación.

Cuando se perfora con condiciones de bajo balance, los fluidos de la formación (aceite, agua y gas) fluirán dentro del agujero. Cuando se perfora con espuma, el influjo de fluidos desde el yacimiento puede causar un cambio en la textura de la espuma, y por lo tanto influenciar la reología de la espuma. Además, los efectos del influjo de fluidos desde el yacimiento pueden ser tomados a cuenta cuando modelamos una operación de perforación con espuma.

Stone (1989) usaron un modelo numérico termal 3 D totalmente implícito para simular el flujo a través del medio poroso y el agujero. El considero el flujo desde la formación como una condición de frontera para el modelo del pozo, y acopló los modelos del yacimiento y el agujero usando el concepto de índice de productividad, el cual es definido como el volumen de gasto de la producción de fluido por unidad de caída de presión. El influjo de la fase i fue gobernado por:

$$\dot{m}_i = PI_i \cdot \rho_i (p_{re} - p_i), \quad i = o, w \text{ y } g \quad (2.54)$$

Islam y Chakma (1990) presentaron un modelo de pozo horizontal y acoplaron el pozo con tres fases composicionales, simulador de yacimiento de red híbrida. Korady et al. (1991) inclusive desarrollaron un simulador de yacimiento numérico composicional, y su modelo de agujero fue similar a la ecuación (2.54).

Porque el uso del modelo numérico es siempre costoso y consume mucho tiempo, algunos autores prefieren usar algunas ecuaciones simples para explicar el influjo de fluidos de la formación. Vogel (1968) desarrollaron una ecuación empírica relacionada con el aceite de producción o influjo de yacimiento y presión de fondo fluyendo para la solución de gas manejada desde el yacimiento.

Giger (1985) no consideraron el efecto de la condición del agujero, pero el desarrollo sus modelos analíticos de producción del yacimiento heterogéneos. Los índices de productividad para pozos horizontales cortos y largos fueron derivados basándose en la suposición de que la condición fue similar a una fractura vertical con completa penetración.

Dikken (1989) estableció un método analítico para describir el comportamiento de la producción en una sola fase de pozos horizontales. Fueron introducidas tres ecuaciones para representar el comportamiento del influjo, balance volumétrico y gradiente de presión dentro de un pozo horizontal. El comportamiento del influjo fue inclusive expresado como una función del índice de productividad y de la caída de presión a través del yacimiento. Semejante a otros modelos, el modelo de flujo de Dikken pudo ser incorporado dentro del modelo de flujo de pozo analíticamente, resultando en la solución analítica de producción y caída de presión en un pozo horizontal.

Folefac et al. 2001) inclusive usaron una relación simple de gasto de influjo e índice de productividad del yacimiento y modelos de pozos horizontales:

$$q = \frac{k_r}{\mu} \frac{2\pi \bar{k} \Delta x}{\ln\left(\frac{r_e}{r_h}\right) + S_k} \Delta p \quad (2.55)$$

CAPÍTULO 3

3 Optimización de Operaciones

Optimizar: Planificar una actividad para obtener los mejores resultados. En matemáticas e informática, determinar los valores de las variables que intervienen en un proceso o sistema para que el resultado que se obtiene sea el mejor posible.

3.1 Formulación de Problemas de Optimización

Una vez enfrentándose con la decisión de optimizar un proceso industrial, se requieren tres componentes básicos para la formulación del problema en términos matemáticos.

- 1) El proceso o modelo matemático que rige el problema, además de una definición de las variables del proceso que pueden ser manipuladas o controladas.
- 2) Función objetivo. Definición del objetivo a optimizar.
- 3) Un procedimiento de optimización para la manipulación de las variables independientes del proceso, que maximice o minimice a la función objetivo restringido por el modelo del proceso.

La figura muestra la perspectiva del problema de optimización.

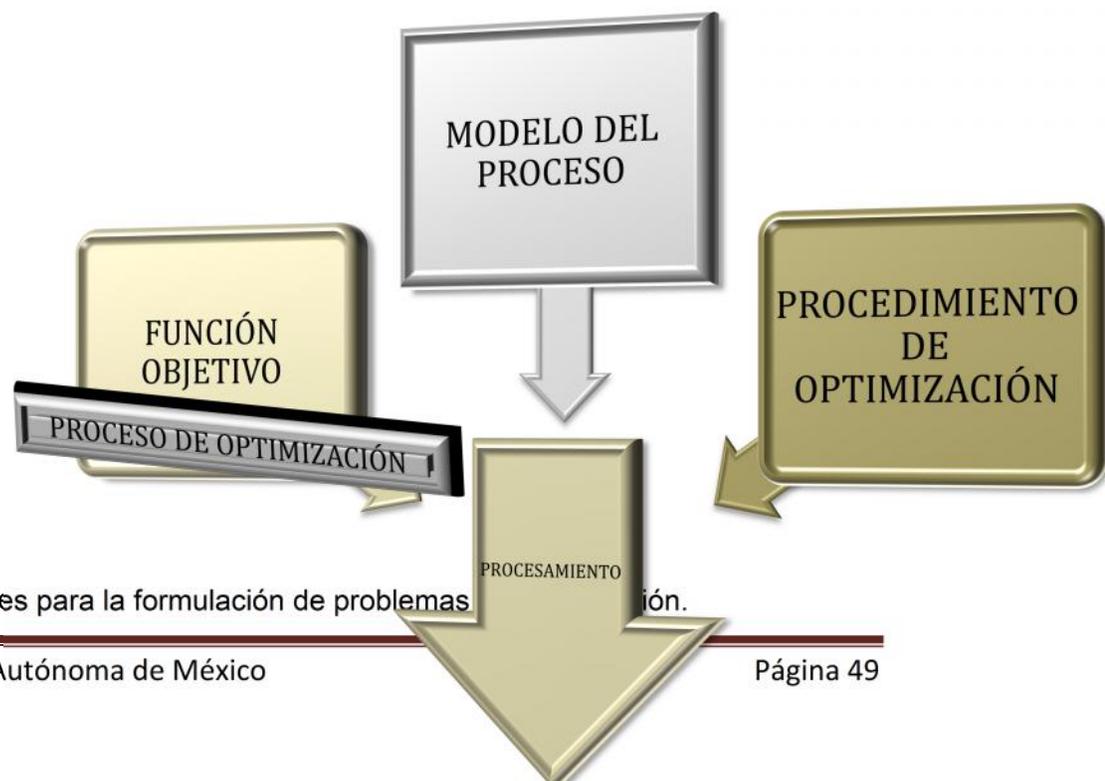


Figura 3.1 Componentes para la formulación de problemas de optimización.

3.2 Procedimiento para Enfrentar el Problema

Al resolver un problema de optimización, la estructura y complejidad de la ecuación son importantes, ya que la mayor parte de los procedimientos de programación matemática hacen uso de la forma especial de los modelos económicos y del proceso (ecuaciones de restricción). Ejemplo de esto son: la programación lineal, en donde todas las ecuaciones son lineales. En consecuencia, es muy importante tener la capacidad de reconocer las posibilidades de las diversas técnicas de optimización en las distintas formulaciones del modelo económico y del proceso. Por ejemplo, si se pueden obtener una representación satisfactoria del comportamiento del sistema usando sólo ecuaciones lineales, se utilizará la programación lineal, garantizándose con esto que se encontrará un óptimo global.

El proceso de aplicar investigación de operaciones requiere una sucesión sistemática de pasos:

1. definición del problema
2. Desarrollo de un modelo matemático y recolección de datos
 - a. Identificación de las variables de decisión
 - b. Identificación de los datos del problema
 - c. Identificación de la función objetivo
 - d. Identificación de las restricciones
3. resolución del modelo matemático
4. Validación, instrumentación y control de la solución
5. Modificación del modelo

Es importante definir cada uno de estos conceptos:

Variables de decisión: Una cantidad cuyo valor se puede controlar y es necesario determinar para solucionar un problema del modelo.

Función Objetivo: Objetivo global de un problema de decisión expuesto en forma matemática en términos de los datos y de las variables de decisión.

Restricciones: Es una limitación sobre los valores de las variables en un modelo matemático típicamente impuestos por condiciones externas.

3.3 Métodos de Optimización multivariable no lineal

Los algoritmos de optimización no lineal pueden ser clasificados en tres grupos:

- 1) Algoritmos base derivativos, fundamentados en gradientes de la función objetivo tales como los métodos con técnicas de Newton.
- 2) Algoritmos basados en comparaciones de los valores de las funciones tal como el algoritmo Politope.
- 3) Algoritmos genéticos, los cuales están basados en mecanismos de selección y genética natural.

3.3.1 Algoritmos Base Derivativos

A continuación se describe muy brevemente este algoritmo debido a que e la simulación del comportamiento del pozo se presentan discontinuidades, que no permiten resolver el problema de optimización de manera efectiva, tal como ya fue determinado por Carroll y Horne (2009).

Existen muchas técnicas disponibles para minimizar o maximizar una función $F(x)$ donde las variables son agrupadas en un vector \vec{x} .

$$\vec{x} = \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ \vdots \\ x_n \end{bmatrix} \quad \text{y} \quad \vec{p} = \begin{bmatrix} p_1 \\ p_2 \\ \vdots \\ p_n \end{bmatrix}$$

Los métodos usados para encontrar el extremo de las funciones no lineales son iterativos. Al inicio de la iteración k , el valor estimado inicial del mínimo será denotado por \vec{x}_k . La iteración k entonces consiste de calcular el vector desarrollo \vec{p}_k , del cual el nuevo estimado para el mínimo \vec{x}_{k+1} es encontrado de acuerdo a la ecuación.

$$\vec{x}_{k+1} = \vec{x}_k + \alpha_k \vec{p}_k \quad (3.1)$$

Donde α_k es un escalar, y este es obtenido mediante un desarrollo lineal D es basado en la teoría del método utilizado. El método para la determinación de \vec{p}_k es lo que distingue un método de otro.

Método de optimización no lineal basados en las técnicas de Newton localizan el extremo mediante la aproximación de la función objetivo con un modelo cuadrático no lineal. Permite a la función objetivo, F , ser una función no lineal del vector de variables de decisión, \vec{x} .

$$F = f(\vec{x}) \quad (3.2)$$

El método de Newton aproxima la función objetivo no lineal, F , con un modelo cuadrático, Q , la cual es también una función del vector de variables de decisión, \vec{x} .

$$Q(\vec{x}) \approx F(\vec{x}) \quad (3.3)$$

La aproximación cuadrática,

$$Q(\vec{x}) = g^T \vec{x} + \frac{1}{2} \vec{x}^T G \vec{x} \quad (3.4)$$

Puede ser conceptualizada, en dos dimensiones, como un tazón. Si la matriz G es definida negativa, la expresión es limitada por arriba e ilimitada por la parte inferior (el tazón está boca abajo) y por lo tanto se tendrá un máximo. Contrariamente, si la matriz G es definida positiva, la expresión es limitada por la parte de abajo e ilimitada por la parte superior (el tazón está boca arriba) y se tendrá un mínimo. Si G es indefinida, la expresión es ilimitada tanto por arriba como por abajo y por lo tanto no tiene un extremo.

Así, el mínimo de una función puede ocurrir solo donde el vector gradiente desaparece o se desvanece, y el vector gradiente desaparece solo en un punto estacionario.

Para encontrar el punto estacionario de la aproximación cuadrática, se toma el gradiente de Q y se iguala a cero. Si el modelo cuadrático es una buena aproximación de la función objetivo, entonces el punto estacionario del modelo cuadrático deberá estar cerca de un punto estacionario del modelo cuadrático es tomado como la nueva estimación del punto estacionario de la función objetivo y el proceso se repite hasta que algún criterio de convergencia es satisfecho.

Si la función objetivo es cuadrática en forma, entonces la aproximación cuadrática es exacta y el método de Newton convergerá al punto estacionario en una sola iteración.

3.3.2 Algoritmos Basados en Comparaciones de los Valores de las Funciones

Los métodos base derivativos requieren una función suave y continua, además de ser doblemente diferenciable, incrementando la complejidad si estos métodos son

usados en funciones no suaves. Afortunadamente, existen métodos alternativos disponibles que no requieren de información derivativa. Estos métodos alternos son llamados métodos de desarrollo directo o métodos comparativos de la función. Estos requieren nada más que el valor de la función objetivo en muchos puntos diferentes y son igualmente aplicables a funciones suaves y no suaves. El concepto del método de desarrollo directo es simple de entender pero algunas veces deben ser modificados para mejorarlos. Además, a causa de la naturaleza heurística del método de desarrollo directo, no garantiza que pueda obtenerse su convergencia.

3.3.2.1 Algoritmo Politope

El algoritmo Politope es un buen ejemplo de un método de comparación de la función. Para un problema que consiste de n variables de decisión, se crea un Politope de $n+1$ puntos. Se evalúa a la función objetivo en cada punto y entonces el Politope se mueve lejos del punto que es el de valor más grande (cuando se está minimizando), mediante el reemplazamiento de éste por un nuevo punto en el lado opuesto del Politope. Éste es el punto reflejado. Si el punto reflejado es “bueno”, el Politope intenta expandirse en esa dirección. Si el punto reflejado es un punto “malo”, el Politope se contrae en tamaño. El Politope se mueve a lo largo de una nueva evaluación de la función a un tiempo, reflejando, expandiendo y contrayendo. En el mínimo de la función, éste deberá contraerse a un tamaño suficientemente pequeño para satisfacer el criterio de convergencia.

Descripción:

Para un problema n -dimensional, el Politope consiste de $n+1$ puntos, $\vec{x}_1, \vec{x}_2, \dots, \vec{x}_{n+1}$. La función objetivo se evalúa en cada uno de los puntos y los valores de la función, F_1, F_2, \dots, F_{n+1} , son clasificados tales que $F_{n+1} \geq F_n \geq \dots \geq F_2 \geq F_1$. El valor de función máximo, F_{n+1} , y su correspondiente punto, \vec{x}_{n+1} , son removidos del juego del Politope. El centroide de los n puntos remanentes está dado por:

$$\tilde{c} = \frac{1}{n} \sum_{j=1}^n \tilde{x}_j \quad (3.5)$$

El centroide se utiliza para generar el punto de reflexión de ensayo (ver figura 4.2):

$$\tilde{x}_r = \tilde{c} + \alpha (\tilde{c} - \tilde{x}_{n+1}) \quad (3.6)$$

Donde α es el coeficiente de reflexión ($\alpha < 1$). Evaluando la función en \tilde{x}_r se obtiene F_r . Existen tres posibilidades para reflejar el valor de la función, F_r , cuando compara el juego de valores existentes, (fig 4.2):

- A) Éste es el nuevo valor bajo.
- B) Éste es el nuevo valor alto.
- C) Éste está entre ...

A) $F_r < F_1$. Si el valor de la función reflejado es el nuevo valor bajo, entonces se asume que ésta es una “buena” dirección e intenta expandir el Polítope regularmente a lo largo del vector reflejado más alejado. El punto de expansión, \tilde{x}_e , está dado por

$$\tilde{x}_c = \tilde{c} + \beta(\tilde{x}_r - \tilde{c}) \tag{3.7}$$

Donde β es el coeficiente de expansión ($\beta > 1$). El valor de expansión, F_e , es obtenida en \tilde{x}_e . Si $F_e < F_r$ entonces la expansión ha sido exitosa y \tilde{x}_e reemplaza \tilde{x}_{n+1} .

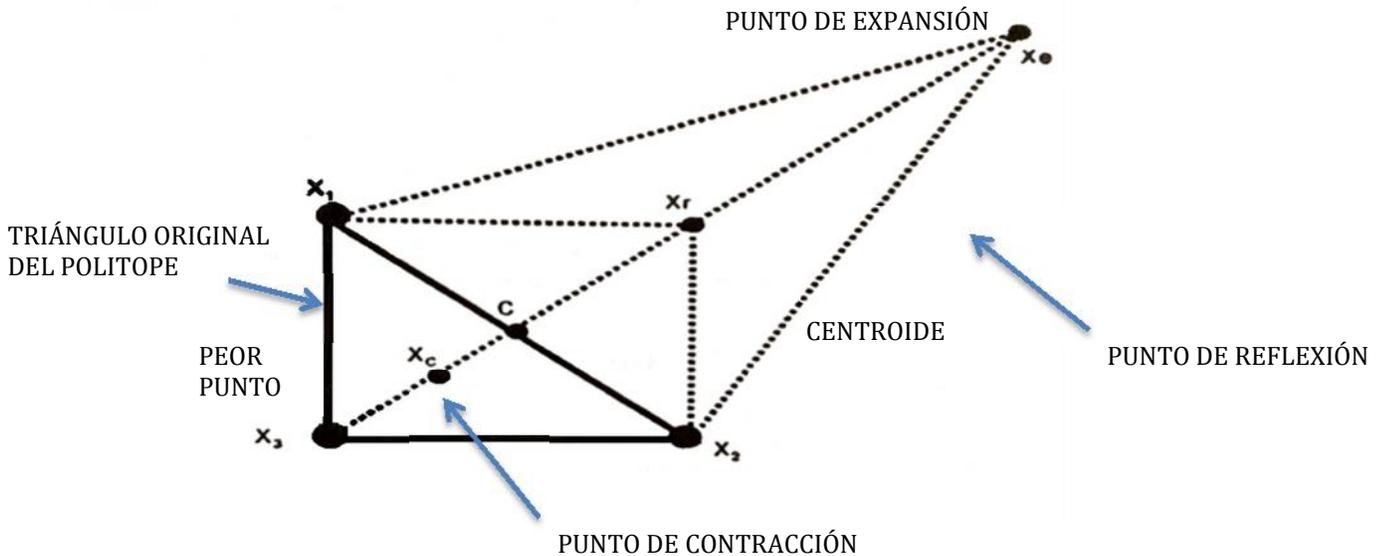


Figura 3.2 Polítope en dos dimensiones con puntos de reflexión, expansión y contracción.

B) $F_r > F_n$. Si el valor reflejado es mayor que el valor más grande en el juego, el Polítope está asumiendo que es demasiado grande y éste es contraído, el punto de contracción, \tilde{x}_c , está dado por:

$$\tilde{x}_c = \tilde{c} + \gamma(\tilde{x}_{n+1} - \tilde{c}) \quad \text{Si } F_r \geq F_{n+1} \tag{3.8}$$

$$\tilde{x}_c = \tilde{c} + \gamma(\tilde{x}_r - \tilde{c}) \quad \text{Si } F_r < F_{n+1} \tag{3.9}$$

Donde γ es el coeficiente de contracción ($0 < \gamma < 1$). El valor de contracción, F_c , es obtenido en \tilde{x}_c . Si $F_c < \min \{ F_r, F_{n+1} \}$ entonces el paso de contracción ha

sucedido y \vec{x}_{n+1} es reemplazando por \vec{x}_c . De otra manera, se desarrollará una contracción adicional.

- C) $F_1 \leq F_r \leq F_n$. Si el valor de la función reflejada no es nuevo valor bajo o el nuevo valor alto, entonces el punto de reflexión, \vec{x}_r , se adiciona al juego de puntos y reemplaza a \vec{x}_{n+1} .

Por lo tanto, \vec{x}_{n+1} puede ser reemplazado por cualquiera \vec{x}_r , \vec{x}_e , o \vec{x}_v y se inicia una nueva iteración.

Una de las dificultades con el algoritmo Politope es distinguir cuando el algoritmo está experimentando dificultades temporales y cuando éste ha encontrado el mínimo. Nelder y Mead sugiriendo dos criterios de paro:

Criterio 1:

El algoritmo se detiene cuando el error relativo en los valores de función (entre el mejor y el peor) es menor que la tolerancia especificada.

$$|F_1 - F_{n+1}| \leq \varepsilon (1 + |F_1|) \quad (3.10)$$

Criterio 2:

El algoritmo se detiene cuando la desviación estándar de los valores de la función en los (n + 1) puntos actuales es menor que la tolerancia especificada.

$$\sqrt{\frac{1}{n+1} \sum_{i=1}^{n+1} \left[F_i - \frac{\sum_{j=1}^{n+1} F_j}{n+1} \right]^2} \leq \varepsilon \quad (3.11)$$

Donde ε es una tolerancia especificada. Tan pronto como cualquiera de los dos criterios sea satisfecho, se supone que se ha alcanzado la convergencia.

Además de reflejar, contraer y expandir, el algoritmo Politope también incluye re inicialización y encogimiento. Reinicializar involucra crear un nuevo Politope cuyos vértices son equidistantes del centroide en curso. Es necesario reiniciar si el

Politope llega a desbalancearse después de muchos ciclos de contraerse y expandirse en diferentes dimensiones. También es necesario reiniciar si el Politope empieza a oscilar para atrás y adelante entre los mismos puntos, reflejando de un lado a otro el Politope. Adicionalmente, se requiere el encogimiento del Politope, si un paso de contracción falla o si el mejor punto permanece sin cambios para muchas iteraciones. Este encogimiento del Politope involucra modificar todos los vértices próximos al mejor punto por alguna fracción.

Para una completa descripción de este método, ver Nelder y Mead o Gill y colaboradores.

Para este tipo de algoritmo, están disponibles subrutinas de optimización en librerías de software tales como las presentadas por IMSL.

3.3.2.2 Algoritmos Genéticos

Los algoritmos Genéticos (AG) son algoritmos aleatorios de optimización basados en los conceptos de la teoría de evolución biológica (Goldberg). Estos consisten en mantener una población de cromosomas (individuos), los cuales representan soluciones potenciales del problema a ser resuelto, que es la optimización de una función generalmente muy compleja. Cada individuo en la población tiene un desempeño asociado, indicando la utilidad o adaptación de la solución que ésta representa.

Un AG empieza con una población de cromosomas generados aleatoriamente y avanza asignando mejores cromosomas mediante la aplicación de operadores genéticos, que modelan los procesos genéticos que ocurren en la naturaleza. Durante iteraciones sucesivas, llamadas generaciones, los cromosomas son evaluados como posibles soluciones. Basado en estas evaluaciones una nueva población es formada usando un mecanismo de selección y aplicando operaciones genéticas tales como el cruzamiento y mutación.

Aunque existen muchas variables posibles en la base de datos de los AG, la operación de un algoritmo estándar es descrita en los siguientes pasos:

- 1) Crear aleatoriamente una población inicial de cromosomas.
- 2) Calcular el desempeño de todos los miembros de la población en curso.
- 3) Si existe un miembro de la población en curso que satisface los requerimientos del problema entonces parar. De otra manera, se continúa con el siguiente paso.
- 4) Crear una población intermedia mediante miembros extraídos de la población en curso usando un operador de selección.
- 5) Generar una nueva población mediante la aplicación de operadores genéticos de cruzamiento y mutación a esta población intermedia.
- 6) Regresar al paso 2.

De forma general, la siguiente figura 3.3 ilustra el desarrollo y estructura de un Algoritmo Genético:

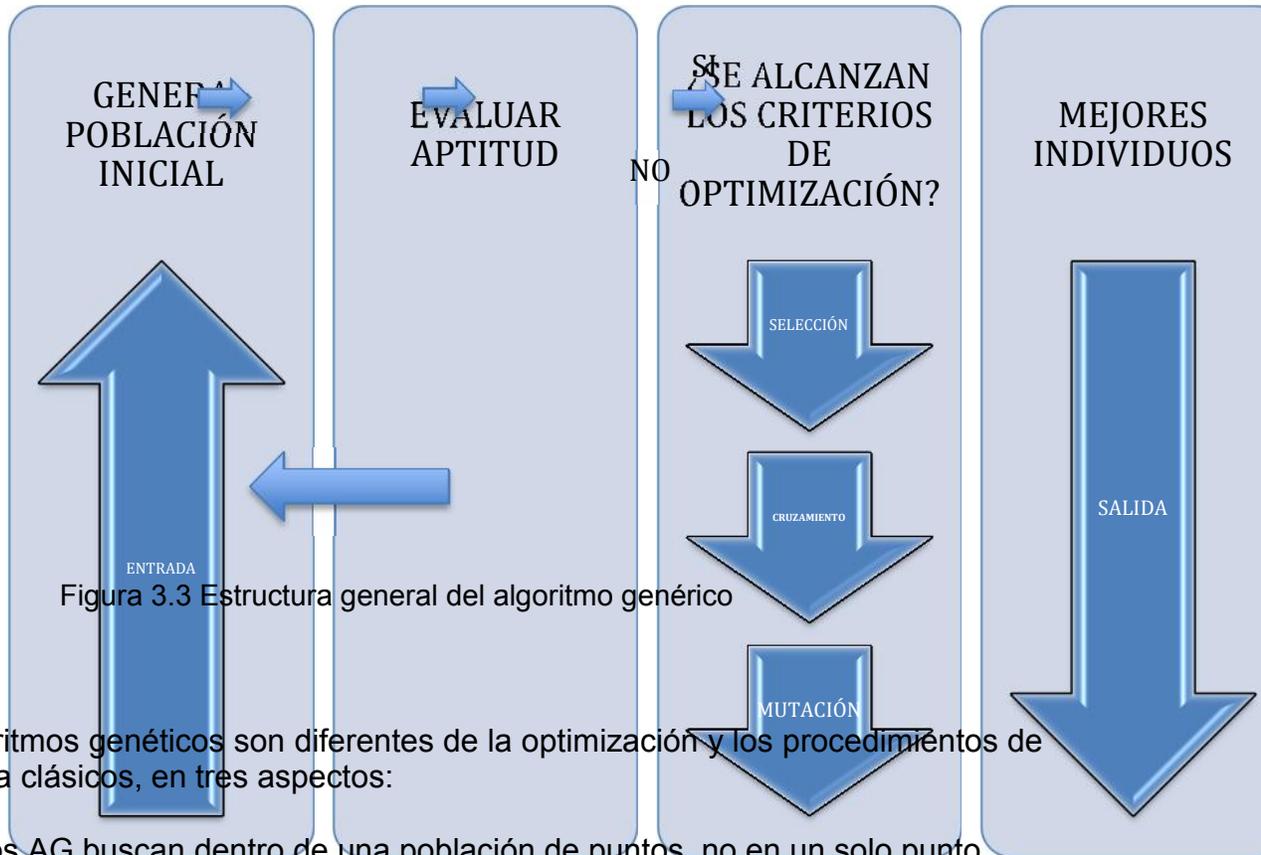


Figura 3.3 Estructura general del algoritmo genérico

Los algoritmos genéticos son diferentes de la optimización y los procedimientos de búsqueda clásicos, en tres aspectos:

- 1) Los AG buscan dentro de una población de puntos, no en un solo punto.
- 2) Los AG utilizan recompensas (función objetivo) a la información, no derivaciones o algún otro conocimiento.
- 3) Los AG utilizan reglas de transición probabilística, no reglas deterministas.

3.3.2.3 Algoritmo Genético con Codificación Real

La representación más común en AG es binaria (Goldberg). Los cromosomas consisten de un conjunto de genes, los cuales son generalmente caracterizados con $\{0,1\}$. Además, un cromosoma es un vector x que consiste de genes c_i :

$$x = (c_1, c_2, \dots, c_l), \quad c_i \in \{0,1\},$$

Donde l es la longitud del cromosoma.

Sin embargo, en los problemas de optimización de parámetros con variables en dominio continuo, éste es más natural para representar los genes directamente como números reales debido a que las representaciones de las soluciones son muy cercanas a la formulación natural, por ejemplo, no existen diferencias entre el genotipo (código) y fenotipo (espacio de desarrollo).

En este caso, un cromosoma es un vector de números de punto flotante. La longitud del cromosoma es la longitud del vector de la solución del problema; entonces, cada gene representa una variable del problema. Los valores de gene son forzados a mantenerse en el intervalo establecido por las variables que ellos representan, así los operadores genéticos deberán cumplir estos requerimientos.

A continuación, se muestran los elementos principales de un algoritmo genético.

Representación de la población e iniciación:

Al AG opera en un número de soluciones potenciales, llamadas población. Típicamente una población está de entre 30 y 100 individuos, aunque existen variables que utilizan poblaciones pequeñas de aproximadamente 10 individuos.

Función objetivo

La función objetivo se utiliza para proporcionar una medida de cómo el individuo tiene un comportamiento en el dominio del problema. En el caso de un problema de maximización, el mejor individuo ajustado tendrá el mayor valor de la función objetivo asociada. Esta medida bruta del desempeño es generalmente solo utilizada en etapas intermedias para determinar el comportamiento relativo del individuo en un AG.

Función desempeño

La función desempeño se utiliza para transformar el valor de la función objetivo dentro de una medida relativa de desempeño.

En nuestro caso, la asignación de la aptitud se realiza mediante el ordenamiento de la población de acuerdo al valor de la función objetivo que tenga cada individuo, así cada individuo tiene una jerarquía o posición dentro de la población. Una vez establecida esta jerarquización de todas las posibles soluciones dentro de la población, se prosigue a realizar un mapeo para obtener la probabilidad de sobrevivencia (desempeño) de cada solución en la siguiente generación. Así los métodos utilizados para evaluar el desempeño fueron:

Lineal:

$$Fitn(Pos_i) = 2 - SP + \frac{2(SP - 1)(Pos_1 - 1)}{Nind - 1} \quad (3.12)$$

No lineal:

$$Fitn(Pos_i) = \frac{Nind(Y^{(Pos_1-1)})}{\sum_{i=1}^{Nind} X_{(i)}} \quad (3.13)$$

Dónde:

X = Cromosoma.

Pos = Posición de selección, es decir el valor de desempeño relativo que se desea asignar a la mejor solución.

SP = Presión de selección, es decir el valor de desempeño relativo que se desea asignar a la mejor solución.

Nind = Número de elementos que componen a la población.

Y es calculada como la raíz del polinomio:

$$0 = (SP - 1)Y^{Nind-1} + (SP)Y^{Nind-2} + \dots + (SP)Y + SP$$

En la figura 3.4 se muestra el comportamiento del método de desempeño empleado.

3.0

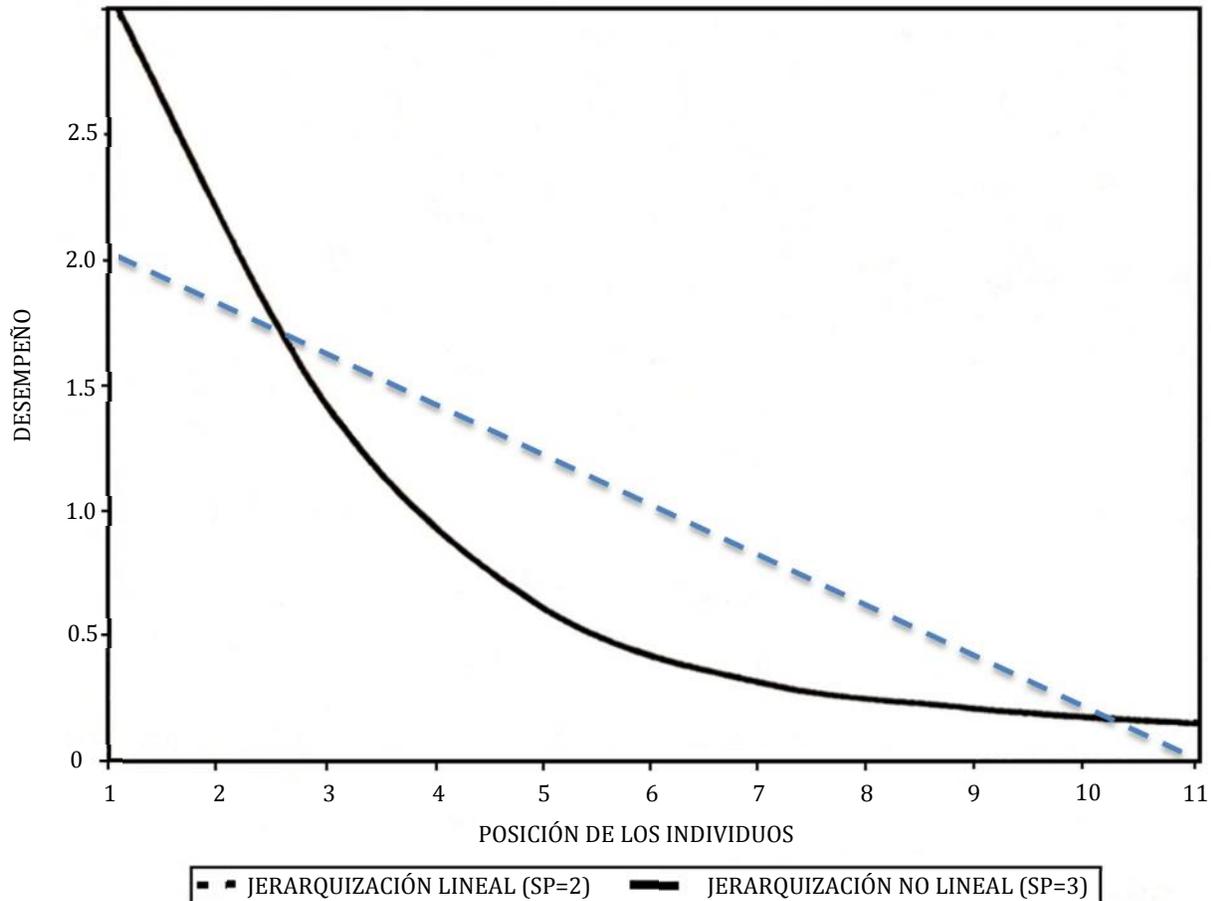


Fig 3.4 Comportamiento de la jerarquización lineal y no lineal

En muchos casos, el valor de la función de desempeño corresponde al número de descendientes que un individuo puede esperar para reproducir en la siguiente generación. Baker sugiere que mediante la limitación del rango de reproducción, los individuos no generan un excesivo número de descendientes, previniendo una convergencia prematura. Aquí, a los individuos se les asigna un desempeño de acuerdo a su jerarquización en la población en vez de su crudo desarrollo.

Selección

La selección es el proceso de determinar el número de veces, o ensayos, que un individuo en particular se elige para su reproducción, es decir, el número de descendientes que un individuo producirá. La selección de individuos puede ser vista como dos procesos separados:

- 1) Determinación del número de ensayos que un individuo puede esperar a recibir.
- 2) Conversión del número esperado de ensayo dentro de un número discreto de descendientes.

La primera parte es concerniente con la transformación de los valores crudos del desempeño en valores reales esperados de probabilidad del individuo para reproducir. La segunda parte es la selección probabilística de los individuos para reproducción basada en el desempeño relativo del individuo a algún otro.

Existen muchos métodos de selección, uno de estos es el del torneo, donde dos soluciones son comparadas y la que tenga mejor desempeño es nombrada ganadora y seleccionada, éste enfoque es útil cuando la solución del problema tiende a ser combinación de solo soluciones con buen desempeño.

Otro método de selección es el muestreo aleatorio universal, donde el desempeño de todas las soluciones en la población es mapeado como segmentos continuos de una ruleta y se define un número igual de apuntadores equidistantes separados, como se muestra en la siguiente figura:

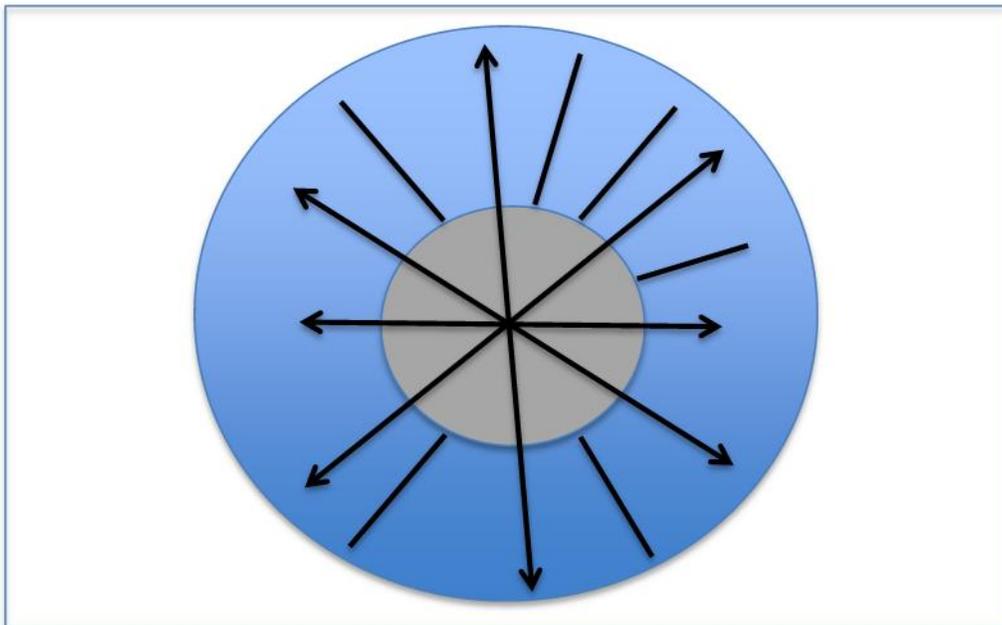


Figura 3.5 Ejemplo del comportamiento del muestreo aleatorio universal

Con este mecanismo la probabilidad de selección está dada por:

$$f(x_i) = \frac{f(x_i)}{\sum_{i=1}^{N_{ind}} f(x_i)} \quad (3.15)$$

Donde $f(x_i)$ es el desempeño de la solución x_i y $F(x_i)$ es la probabilidad de que la solución sea seleccionada.

La implementación está basada en la obtención de la suma acumulativa de los valores de desempeño y la generación de n números igualmente espaciados en el intervalo.

3.3.2.4 Operadores Genéticos

La técnica de búsqueda de los Algoritmos Genéticos se basa en los mecanismos de selección que utiliza la naturaleza, como son el cruzamiento y la mutación, para finalmente utilizar la re inserción para obtener la nueva generación. Estos operadores genéticos se describen brevemente a continuación.

Cruzamiento (recombinación)

El operador básico para reproducción de nuevos cromosomas en los AG es el cruzamiento. Lo mismo sucede en la naturaleza, el cruzamiento produce nuevos individuos que tienen algunas partes del material genético de ambos padres.

Dadas las restricciones que plantea el problema de optimización de sistemas de producción y el tipo de codificación del cromosoma, se implementaron y probaron dos tipos de cruzamiento.

Se supone que, $C_1 = (c_1^1, \dots, c_N^1)$ y $C_2 = (c_1^2, \dots, c_N^2)$ son dos cromosomas seleccionados para aplicar el operador de cruzamiento.

Cruzamiento sencillo: Aleatoriamente se escoge el cromosoma padre que heredará al gene en la posición correspondiente del cromosoma descendiente H .

$$H = (c_1^i, c_2^j, c_3^j, \dots, c_p^i, c_{p+1}^j, \dots, c_N^j)$$

Cruzamiento Plano: Se genera un descendiente $H = (h_1, \dots, h_i, \dots, h_N)$, donde h_i es el valor seleccionado con una distribución uniforme aleatoria del intervalo $[\min(c_1^i, c_2^j), \max(c_1^i, c_2^j)]$.

Mutación

En la evolución natural, a mutación es un proceso aleatorio donde un gene es reemplazado por otro para producir una nueva estructura genética. En los AG, la mutación es aleatoriamente aplicada con baja probabilidad, típicamente en el rango de 0.001 y 0.01, y modifica elementos en los cromosomas. Generalmente la

mutación se considera como un operador de antecedentes o experiencia, el desempeño de la mutación es visto frecuentemente como el de proporcionar una garantía que la probabilidad de alcanzar cualquier cadena dada, nunca será cero, y actúa como una red de seguridad para recuperar buen material genético que pudo ser perdido a través de la acción de la selección o el cruzamiento.

Sea $C = (c_1, c_2, \dots, c_N)$ un cromosoma o solución dentro de la población y donde a_i y b_i son las cotas inferior y superior respectivas de las variables del espacio de soluciones.

Mutación aleatoria: Se selecciona un conjunto K de posiciones aleatorias dentro del cromosoma y mediante una distribución uniforme aleatoria se elige.

Mutación ontogénica: El cromosoma a ser mutado es $C_i = (c_1^i, c_2^i, \dots, c_N^i)$, posteriormente se crea un individuo nuevo y ajeno a la población $C_z = (c_1^z, c_2^z, \dots, c_N^z)$, y se aplica cruzamiento sencillo, finalmente el descendiente mutado resulta ser $H = (c_1^i, c_2^z, c_3^z, \dots, c_p^i, c_{p+1}^z, \dots, c_N^z)$.

Reinserción

Una vez que se han mutado y cruzado las soluciones más probables a dejar su herencia de desempeño, el último paso dentro del ciclo del algoritmo genético es insertar las nuevas soluciones, es decir, insertar la descendencia en la población actual. Para este problema se implementaron dos tipos de reinserción.

Reinserción de selección uniforme: En ésta, la descendencia sustituye a los padres mediante una selección uniformemente aleatoria.

Reinserción basada en la selección del desempeño: En este esquema los descendientes reemplazan a los padres con menor valor de desempeño.

CAPÍTULO 4

4 Modelamiento numérico de transporte con espuma en pozos verticales

Un modelo matemático para el transporte de recortes con espumas en pozos verticales se presentó. El modelo se incorporó a un programa de computadora para hacer una optimización de parámetros hidráulicos de la perforación (ejemplos: gasto de espuma crítica, contrapresión, calidad de la espuma, etc.) para el transporte efectivo de los recortes con espuma en pozos verticales. Los parámetros clave de la perforación (ejemplos: ROP, geometría anular, influjo de fluidos de la formación, etc.) en la eficiencia del transporte de recortes también se han investigado. Se desarrollaron unos diagramas de flujo simplificados de limpieza de agujero, los cuales permiten la optimización de los parámetros de limpieza del agujero y pueden ser determinados en campo.

Un modelo matemático de estado estacionario, de una sola dimensión fue desarrollado para simular el transporte de recortes con espuma en pozos verticales. El modelo es resuelto numéricamente para predecir el promedio de concentración de recortes en el pozo como una función del ritmo de penetración, los gastos de inyección de líquido y gas, el influjo de líquido y gas desde el yacimiento y la geometría del agujero.

El análisis de sensibilidad fue conducido para investigar los efectos de los parámetros clave de la perforación (i.e. gastos de inyección de gas y líquido, ROP, geometría del agujero, influjo de fluidos del yacimiento, y medida y forma de los recortes) en la eficiencia del transporte de recortes con espuma en pozos verticales.

La mejor práctica de perforación con espuma requiere transporte efectivo de recortes mientras se mantiene la presión de circulación de pozo a su mínimo. Controlar la calidad de la espuma es una habilidad esencial para obtener el objetivo. La espuma se vuelve inestable a calidades muy altas. Una calidad crítica de espuma (Critic Foam quality, CFQ, por sus siglas en inglés) necesita ser especificada en lo alto del pozo permitiendo continuar la perforación sin permitir a la espuma romperse en una niebla.

Muchas de las investigaciones anteriores en la perforación con espuma se enfocaron en encontrar el gasto de flujo volumétrico mínimo requerido para transportar recortes sin poner mucha atención al valor actual de CBHP. Otros programas de optimización de hidráulicas refieren las condiciones a obtener la mínima presión de fondo son considerar la eficiencia de transporte de recortes (Tian y al., 2000). Una aproximación comprensible de la optimización de la perforación con espuma considera la eficiencia de transporte de recortes mientras minimiza la CBHP.

La optimización hidráulica de perforación bajo balance (UBD) con espuma es definida como un problema que requiere encontrar la mejor combinación de presión anular, gastos de inyección de gas y líquidos, los cuales podrán minimizar la CBHP, y la concentración de recortes mientras se perfora y permitir un ROP máximo.

Existen muchas variables que pueden afectar la CBHP, pero únicamente cuatros de estas variables (Ejemplo: presión anular, gastos de inyección de gas y líquido, y ROP) son normalmente controlables en la superficie y pueden ser considerados como los factores más influenciados en la optimización de la hidráulica de la perforación con espuma.

4.1 Modelo desarrollado

Las siguientes suposiciones son hechas para el desarrollo del modelo de perforación con espuma:

- 1) La espuma es un fluido no Newtoniano homogéneo con comportamiento reológico como es descrito por el modelo de ley de potencias modificado.
- 2) Los recortes de perforación tienen forma esférica con medidas uniformes.
- 3) Fluidos del yacimiento fluyen dentro del pozo combinándose con la espuma de perforación completamente.
- 4) El influjo de los fluidos del yacimiento son acelerados instantáneamente a la misma velocidad de la espuma.

4.1.1 Ecuaciones de continuidad y Momento

Basados en el balance de masa y el balance de fuerza de espuma y sólidos en un volumen de control, las ecuaciones de continuidad y momento para estas dos fases son derivadas. Los detalles de la derivación son dadas en el Apéndice A. Las ecuaciones (3.1) y (3.2) son las ecuaciones de continuidad representando conservación de masa para la espuma y los sólidos de perforación, respectivamente

$$\frac{\partial}{\partial t}(C_f \rho_f) + \frac{\partial}{\partial x}(C_f \rho_f u_f) = s_f \quad (4.1)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(C_s) + \frac{\partial}{\partial x}(C_s u_s) = 0 \quad (4.2)$$

Las ecuaciones (3.3) y (3.4) son ecuaciones de conservación de momento para la espuma y los sólidos de perforación respectivamente:

$$\frac{\partial}{\partial t}(C_f \rho_f u_f) + \frac{\partial}{\partial x}(C_f \rho_f u_f^2) = -C_f \frac{\partial p}{\partial x} - \beta_v(u_f - u_s) - C_f \rho_f g - f_{Mf} \frac{C_f \rho_f u_f^2}{2D_H} \quad (4.3)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(C_s \rho_s u_s) + \frac{\partial}{\partial x}(C_s \rho_s u_s^2) = -C_s \frac{\partial p}{\partial x} - \beta_v(u_f - u_s) - C_s \rho_s g - f_p \frac{C_s \rho_s u_s^2}{2D_H} \quad (4.4)$$

El gasto de flujo másico en el anular puede ser afectado por el influjo de fluidos de la formación cuando se perfora bajo condición bajo balance (i.e. presión de yacimiento es mayor que la presión de fondo del agujero). Este efecto es representado por el término fuente, S_f , en la ecuación (3.1) El término fuente es definido como el gasto de influjo másico de agua, aceite o gas desde el yacimiento por unidad de volumen del anular del pozo:

$$S_f = j \frac{\rho_j P I_j (P_{re} - P)}{A_{an}}, j = w, o, y g \quad (4.5)$$

Donde PI_j es el índice de productividad específico, definido como el gasto de flujo volumétrico de fluidos de la formación por unidad de longitud del pozo, por unidad de caída de presión entre la formación y el agujero. Las ecuaciones (3.3) y (3.4) pueden sumarse para eliminar la fuerza de arrastre entre sólidos y espuma.

$$\frac{\partial}{\partial t}(C_f \rho_f u_f + C_s \rho_s u_s) + \frac{\partial}{\partial x}(C_f \rho_f u_f^2 + C_s \rho_s u_s^2) = -\frac{\partial p}{\partial x} - (C_f \rho_f g + C_s \rho_s g) - \left[f_{Mf} \frac{C_f \rho_f u_f^2}{2D_H} + f_p \frac{C_s \rho_s u_s^2}{2D_H} \right] \quad (4.6)$$

Bajo una condición de estado de flujo estacionario, despreciamos los términos de aceleración en la ecuación.

$$-\frac{\partial p}{\partial x} = (C_f \rho_f g + C_s \rho_s g) + \left[f_{Mf} \frac{C_f \rho_f u_f^2}{2D_H} + f_p \frac{C_s \rho_s u_s^2}{2D_H} \right] \quad (4.7)$$

El factor de fricción de los sólidos, f_p , en las ecuaciones 3.6 y 3.7 es normalmente definido en la misma manera como el factor de fricción del fluido y es definido aplicando la ecuación de Fanning.

Las caídas de presión en estado estacionario son mayormente consistentes de dos partes, las caídas de presión hidrostáticas de la mezcla de espuma y recortes y el total de caídas de presión causadas por las fases de espuma y sólidos.

4.1.2 Condiciones de frontera

El ROP debe ser conocido para poder calcular la concentración de recortes en el espacio anular. La siguiente ecuación constituye una de la condiciones de frontera del modelo que gobierna la concentración de recortes en la barrena.

$$(C_s)_0^n = \frac{R * D_h^2}{3600 * (u_f - u_t) (D_h^2 - D_{dp}^2)} \quad (4.8)$$

Los gastos de inyección de líquido y gas desde la superficie deben ser inclusive especificados como condiciones de frontera en el modelo:

$$(\dot{m}_f)_0^n = \dot{m}_{l,in} + \dot{m}_{g,in} \quad (4.9)$$

En adición, la contrapresión en la salida del anular necesita ser especificada.

4.1.3 Condiciones iniciales

Esto se asume que el flujo de espuma estable es obtenido antes de que la perforación empiece. Una vez que es estabilizado el flujo, la distribución de la velocidad y presión, y propiedades de la espuma son calculadas, y el conjunto es las condiciones iniciales del modelo de flujo multifásico.

4.2 Solución

4.2.1 Consideraciones Geometrías

Las geometrías de la simulación del anular perforado, tamaño de toberas y tubería de perforación son mostradas en la figura 3.1. aunque la espuma es inyectada desde lo alto de la tubería, y luego a través de las toberas de la barrena, y el flujo con recortes sube por el anular, las pérdidas de presión son calculadas en dirección contraria, i.e. primero en el anular, luego a través de las toberas de la barrena, y finalmente, en la tubería de perforación. Esto se debe principalmente porque es conveniente usar las condiciones de frontera de la presión en la salida, y el gasto de inyección de espuma en la entrada resolviendo el modelo de flujo de espuma sólidos transiente en el sistema de circulación del fluido.

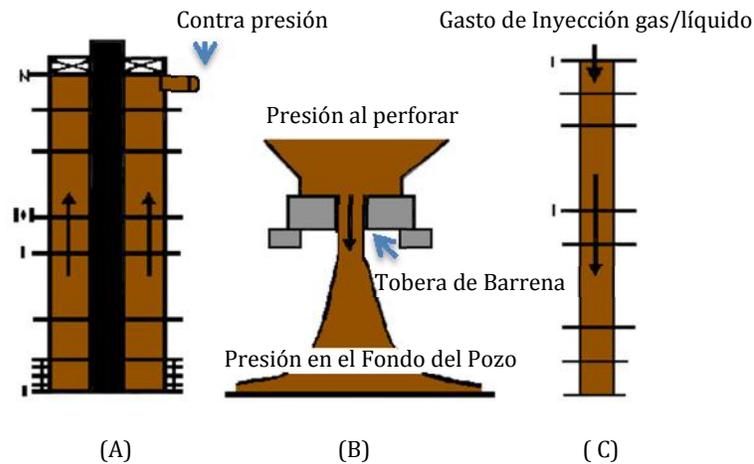


Figura 4.1 Flujo en anular, toberas de barrena y tubería de perforación

4.2.2 Flujo de recortes y espuma en el espacio anular

Predicciones de la presión de fondo fluyendo y la concentración de recortes a lo largo del pozo requiere de una solución numérica de ecuaciones (3.1)-(3.4) las cuales describen el flujo multifásico en el anular. La geometría irregular es tomada en cuenta usando el diámetro hidráulico.

Patankar (1980) desarrollo un esquema de solución numérica llamada SIMPLE para un flujo de una sola fase usando la reformulación de la ecuación de continuidad en términos de presión. Crowe (1998) presentó una modificación del método SIMPLE para resolver modelos de flujo de dos fases.

4.2.3 Flujo de espuma a través de las toberas de la barrena

Las pérdidas friccionales y la fuerza de gravedad son despreciadas en comparación a la fuerza de aceleración cuando la alta presión se genera por el flujo de espuma a través de las toberas. Eliminando los términos de gravedad y friccional, la ecuación (3.3) puede ser modificada en la ecuación (3.17)

$$P_{dp,N} = P_{an,l} + (\rho_f u_f^2)_{nozz} - (\rho_f u_f^2)_{dp,N} \quad (4.10)$$

4.3.4 Flujo de espuma en la tubería de perforación

El flujo de espuma en la tubería de perforación es tratado como un flujo de estado estacionario de una sola fase de fluido compresible en la tubería. La ecuación (3.18) describe el flujo de espuma en la tubería, puede ser derivado de la ecuación

(3.3) usando la ecuación de concentración de espuma uniendo y cambiando el signo y el término de gravedad.

$$\frac{\partial}{\partial x} (\rho_f u_f^2) = -\frac{\partial p}{\partial x} + \rho_f g - f_{Mf} \frac{C_f \rho_f u_f^2}{2D_H} \quad (4.11)$$

a) Concentración de sólidos

La ecuación siguiente da la definición del significado de la concentración de recortes como una función de la velocidad de la espuma; ROP y geometría del pozo son dadas como sigue:

$$C_S = \frac{R * D_h^2}{3600 (u_f - u_t) (D_h^2 - D_{dp}^2)} \quad (4.12)$$

Esta ecuación implica que el significado de la concentración de recortes incrementa como el diámetro del agujero disminuye e incrementa como el diámetro de la tubería de perforación decrece. El total del impacto muestra que los diámetros pequeños de agujero tienden a incrementar la concentración de sólidos.

b) Velocidad crítica de la espuma

El concepto de velocidad crítica de espuma es comúnmente usado para evaluar la efectividad de la remoción de los recortes desde el fondo del agujero con fluidos de perforación convencionales. Para la perforación con espuma, el promedio de concentración de recortes es fuertemente controlado por la velocidad de la espuma.

Krug y Mitchell (1972) usaron como 1.5 ft/s como la mínima velocidad de espuma en el fondo del agujero para levantar los recortes. Okpobiri e Ikoku (1986) sugirieron que la velocidad de espuma debería exceder la velocidad de asentamiento final de los recortes por un 10 % para proveer una adecuada limpieza del agujero. Guo et al (1995) sugirieron que la concentración crítica de los recortes (CCC) en el fondo del agujero debería ser especificada para determinar la mínima velocidad de la espuma. Ellos usaron 4 % como la CCC en su estudio.

c) Presión de circulación de fondo.

La siguiente ecuación describe las caídas de presión totales en la sección del espacio anular para el flujo de espuma con recortes bajo condición de estado estacionario.

$$\Delta p_{an} = \frac{\Delta x}{g_c} * \sum (C_f \rho_f + C_s \rho_s)_i + \frac{\Delta x}{g_c} \sum_i \left(f_{Mf} \frac{C_f \rho_f u_f^2}{2D_H} + f_p \frac{C_s \rho_s u_s^2}{2D_H} \right)_i + \frac{\Delta x}{g_c} \sum_i \left(f_{Mf} \frac{C_f \rho_f u_f^2}{2D_H} + f_p \frac{C_s \rho_s u_s^2}{2D_H} \right)_i \quad (4.13)$$

El análisis numérico del flujo de fluido incompresible requiere discretización del espacio anular del pozo en pequeñas secciones, y entonces la suma de las caídas de presión en cada sección nos dará la suma total de las caídas de presión en el agujero. La presión de fondo circulante (CBHP), P_{BH} , puede entonces ser calculada como sigue:

$$P_{BH} = p_b + p_{an} \quad (4.14)$$

d) Concepto de velocidad óptima de la espuma

Tian y al. (2000) definieron el gasto de flujo óptimo como uno de los resultados en el BHP mínimo en perforación con aire. (i.e. flujo de gas/sólidos). Ellos inclusive establecieron que este gasto de flujo óptimo provee suficiente transporte de recortes, el cual fue soportado por algunos resultados donde la concentración de recortes máxima calculada dentro del agujero fue alrededor de 3 %. Tian y al. (2000) inclusive extendieron sus análisis a sistemas de tres fases (aire, agua y sólidos). De todas formas, ellos reconocieron la dificultad de determinar la relación de inyección de gas líquido óptimo.

Saponja (1998) definieron la presión de circulación de fondo óptima como la presión de fondo alcanzable (BHP) para un gasto específico en un sistema de flujo multifásico de gas/líquido (figura 1). Como se ve en la figura, la BHP de circulación óptima divide la curva de BHP contra gasto de gas en dos regiones: la región de la presión hidrostática y presión por fricción.

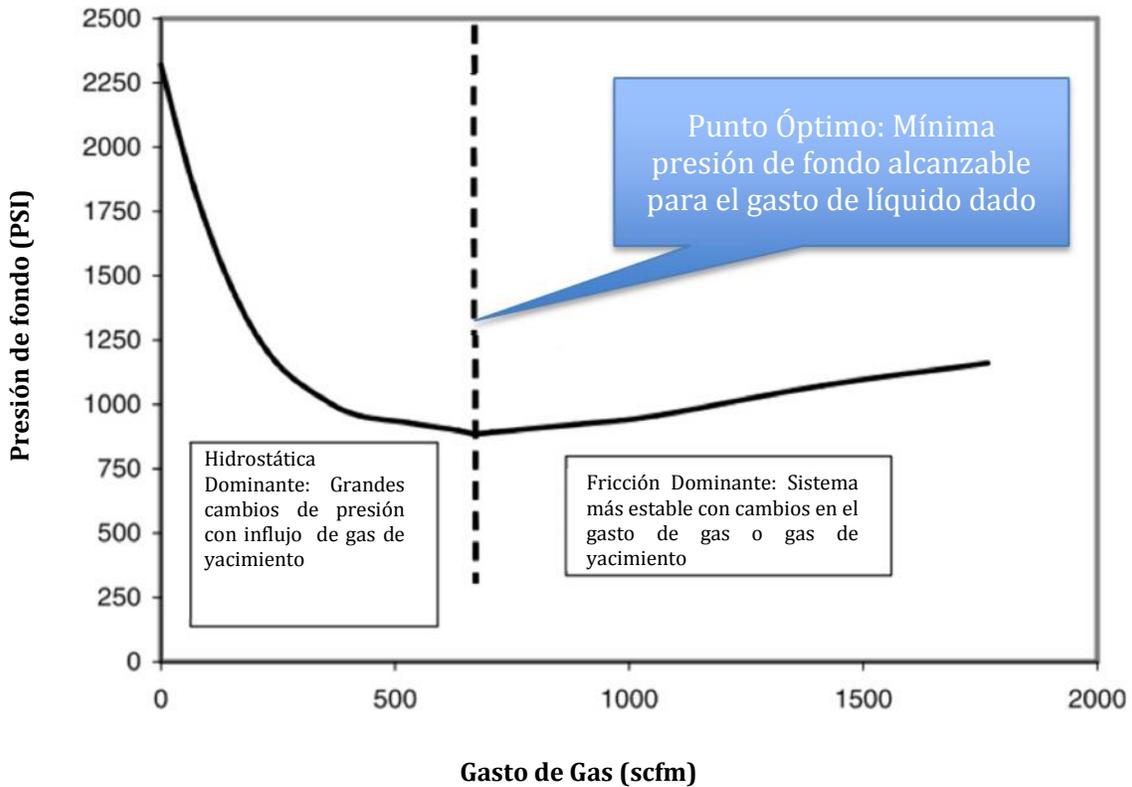


Figura 4.2 Definición de la presión de fondo circulando óptima (modificada por Saponja, 1998)

En este estudio, la velocidad de espuma óptima (OFV) es definida como la velocidad que mantiene la presión de fondo mínima mientras mantiene la concentración máxima de recortes en el anular al 4 %. LA figura 2 ilustra el cambio de presión de fondo como una función de velocidad de espuma, Las dos curvas muestran los dos diferentes casos: flujo de espuma con recortes (curva superior) y flujo de espuma sin recortes (curva inferior). En la curva superior, la velocidad de espuma óptima muestra las fronteras entre las dos zonas, donde las pérdidas de presión son controladas por el efecto de la gravedad y por el efecto de fricción.

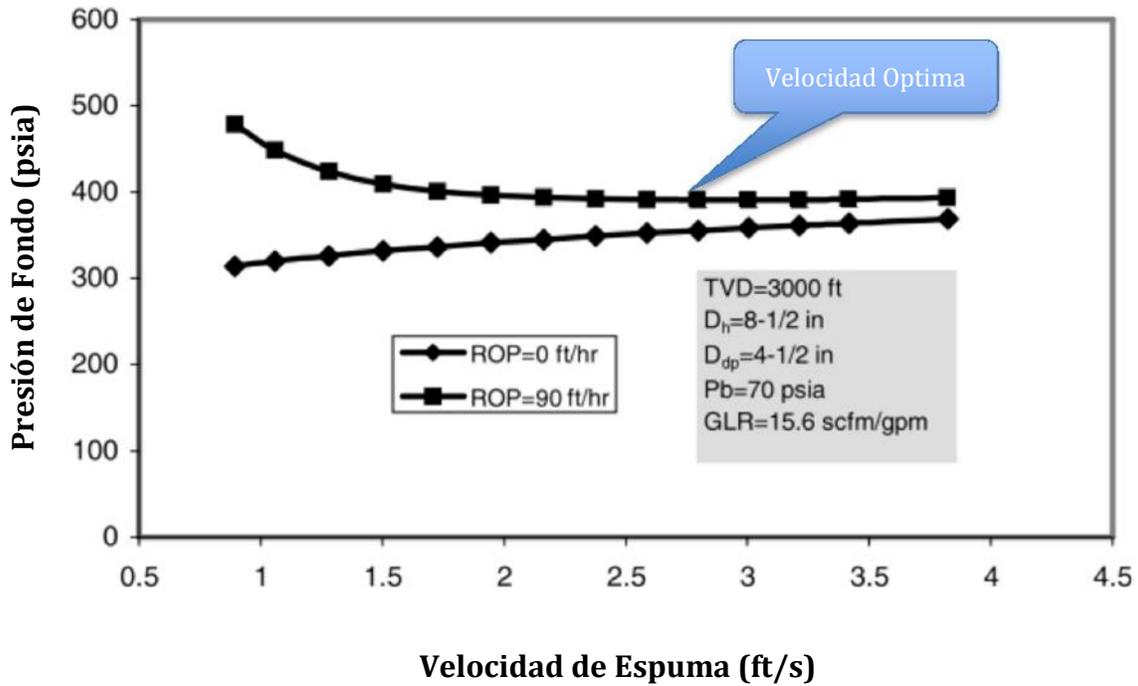


Figura 4.3 Velocidad óptima de espuma

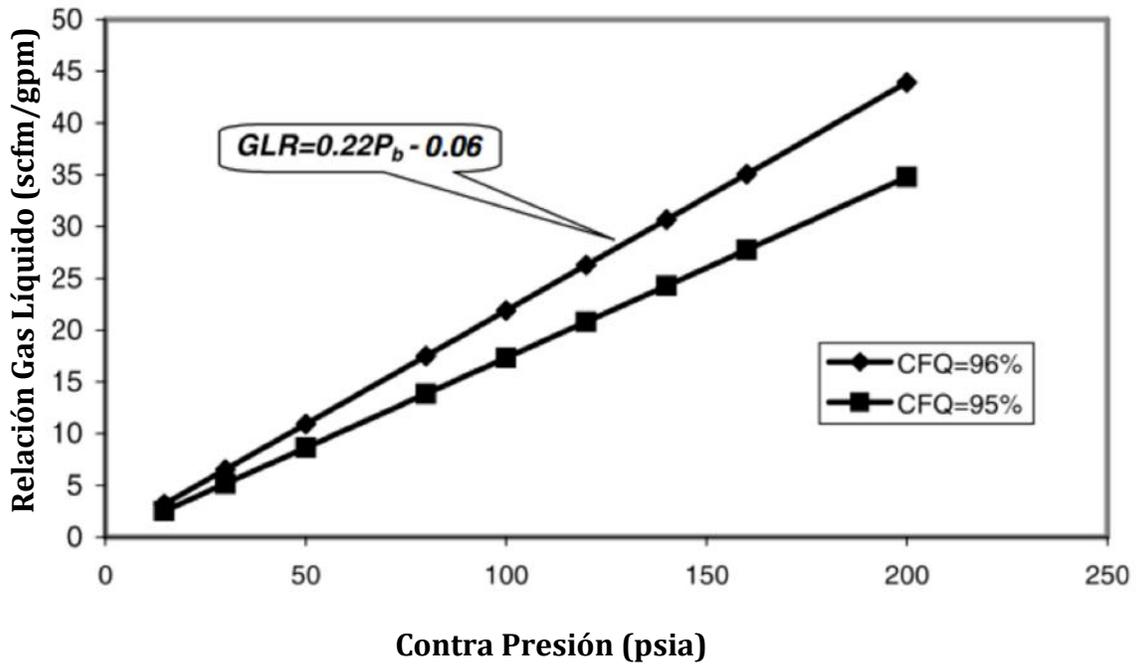


Figura 4.4 Relación de gas líquido crítica a diferentes contra presiones

e) Concepto de relación de Gas/Líquido Óptima

El efecto de la relación de gas líquido (GLR) en el BHP es significativo. La determinación de la mínima BHP requiere la optimización de la GLR primero. Como quiera, GLR es una función fuerte de la contrapresión anular para la calidad de espuma crítica dada (CFQ) en la superficie. (Figura 3).

La GLR determinada a una específica contrapresión anular para un CFQ dado es llamada GLR crítica (CGLR). Diferentes valores de CGLR puede ser obtenida para diferentes contra presiones. Entonces, como un primer paso en la optimización de la hidráulica de la perforación con espuma, encontraremos la contra presión (OBP)

4.3 Verificación de las Predicciones del Modelo

La precisión de las predicciones de la presión de fondo fluyendo son verificadas usando los datos disponibles en la literatura. Las comparaciones son hechas para dos diferentes casos: flujo de espuma únicamente y flujo de espuma con recortes de perforación.

a) Flujo de Espuma

Kuru (2008) presentaron un modelo para la predicción de presión de fondo fluyendo para flujo de espuma en pozos verticales. Ellos verificaron su modelo usando datos de campo de un "pozo de profundo" con 9 5/8" de tubería de revestimiento, 2 7/8" de tubería de producción, a 914 m de profundidad lo cual refiere a una geometría de pozo normalmente usada en perforación y operaciones de producción.

Las predicciones de presión de fondo fluyendo del nuevo modelo son comparadas con los resultados del modelo de Kuru. La figura 4.2 y 4.3 ilustran las presiones de fondo predichas para ambos modelo a 914 m de profundidad vertical con tubería de revestimiento de 7" y un tubing de 2 7/8" a dos diferentes contra presiones. En ambos casos, el nuevo modelo predice en un promedio de 5 % más altas las presiones de fondo que el modelo de Kuru.

b) Flujo de Espuma con Recortes

Las predicciones de la presión de fondo del modelo son inclusive comparadas con datos proveídos por Kuru para flujo de espuma con sólidos de perforación. Las variables de entrada incluyen profundidad del pozo, ROP, contrapresión, gastos de inyección de gas y líquido. Los datos usados en esta comparación están en la tabla 4.1

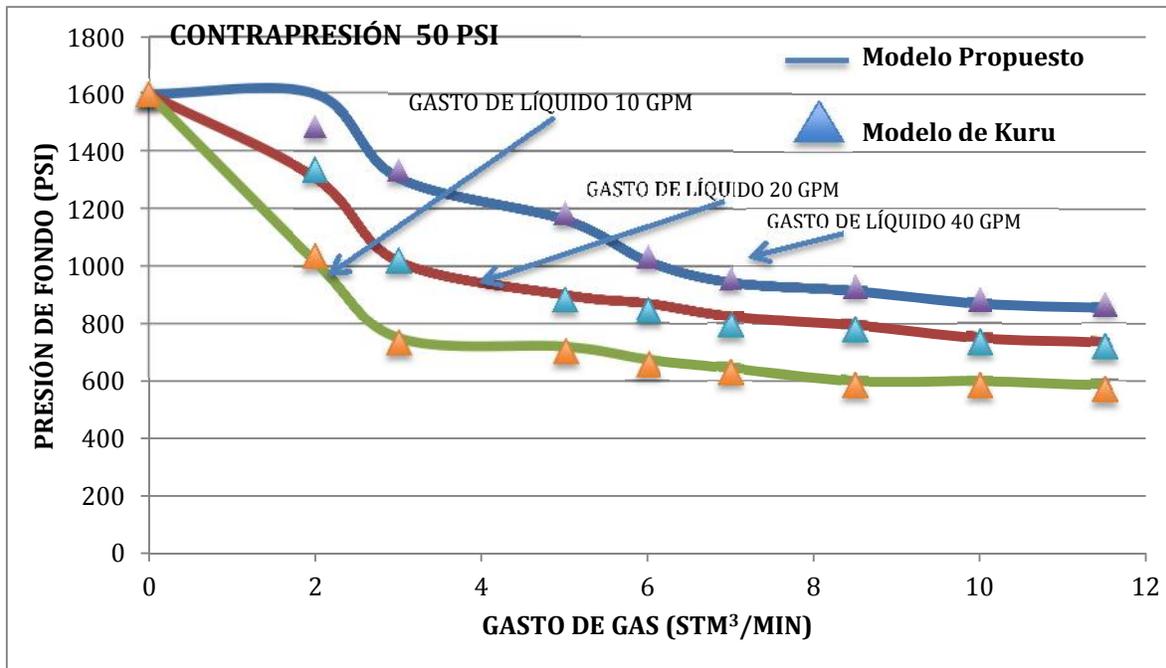


Figura 4.5 Comparación de presiones de fondo predichas por el modelo propuesto y el modelo de Kuru

Contra Presión	50 psia
Presión de Yacimiento	500 psia
Número del Volumen de Control	30
Profundidad Vertical del Pozo	914 m
Diámetro del Agujero	7 7/8"
Diámetro Exterior de la Tubería	4 1/2"
Diámetro Interior de la Tubería	3.76 "
Excentricidad	0
Medida de los Recortes	0.5"
Gravedad Especifica de los Recortes	2.7
Medida de las Toberas de la Bna. (3)	28/32"
Temperatura de Superficie	16° C
Gradiente Geotérmico	1.5° F/ 100 ft
Espuma	Aire + Agua
ROP	18.3 m/hr
Gasto de Inyección de Gas	14.2 stm ³ /min
Gasto de Inyección de Líquido	40 GPM
PI Especifico del Gas	0 m ² /s/Mpa
PI Especifico del Agua	0 m ² /s/Mpa
Espesor del Yacimiento	30 m

Tabla 4.1: Base de datos usada para la simulación de perforación con espuma

Los resultados a partir de la comparación del modelo propuesto con el modelo de Kuru se muestran en la tabla 4.2. Aunque ambos modelos predicen muy cercanos las presiones de inyección, el nuevo modelo predice mucho más baja la presión de fondo fluyendo. La diferencia en la predicción de las presiones de fondo fluyendo pueden atribuirse a algunos de las diferencias asociadas con el método de Kuru como se discutirá adelante:

Prof. (m)	ROP (m/hr)	Pb (KPa)	Qg (stm ³ /min)	Ql (l/min)	Modelo de Kuru		Modelo Propuesto	
					Pin (KPa)	Pbh (KPa)	Pin (KPa)	Pbh (KPa)
305	27.4	138	5	136	648	1207	621	984
610	27.4	276	10	136	1393	2496	1320	1989
914	27.4	276	12.1	170	1662	4151	1724	3496
1219	27.4	414	17.5	163	2310	5550	2388	4491
305	18.3	276	6.5	91	917	1145	820	943
610	18.3	276	9.6	136	1310	2365	1245	1907
914	18.3	276	11.7	170	1551	3923	1602	3317
1219	18.3	414	16.8	159	2172	5240	2245	4227

Tabla 4.2 Comparación de modelos

- 1) El método de Kuru no considera las fuerzas de aceleración en el cálculo las caídas de presión, lo cual tiende a sobre estimar la presión de fondo, aunque los efectos de estas fuerzas son muy ligeros.
- 2) La suposición de no deslizamiento entre espuma y recortes tiende a decrecer el cálculo de la concentración de sólidos, el cual puede dar una densidad homogénea baja de la mezcla de recortes – espuma, esto da una sobre estimación de presión de fondo de agujero.
- 3) El modelo propuesto determina precisamente la concentración de recortes solucionando simultáneamente las ecuaciones de flujo multifásico. Por consecuencias, el término de gravedad en la ecuación es determinado con precisión.

4.4 Análisis de Sensibilidad – Implicaciones Prácticas del Nuevo Modelo

Un ejemplo práctico de problema es usado para mostrar los efectos de los gastos de inyección de gas y líquido, ROP, influjo del yacimiento y medida de los recortes

de perforación en la presión de fondo de agujero. Los datos usados en esta simulación son mostrados en la Tabla 4.1.

4.4.1 Efectos de los Gastos de Inyección de Gas y Líquido en las Presiones de Fondo de Agujero.

La Figura 4.5 ilustra las variaciones de presión de fondo de agujero con gastos de inyección de gas y líquido. Se puede ver que ambos gastos de inyección gas y líquido tienen un efecto significativo en la presión de fondo de agujero. La tendencia obtenida para casos de perforación es muy similar al de flujo de espuma solamente (Figuras 4.2 y 4.3). Esto es, la presión de fondo de agujero siempre decrece como el gasto de gas incrementa, y siempre decrece como el gasto de líquido incrementa. Esto es porque la presión hidrostática del fluido espumado tiene un efecto dominante en la presión de fondo de agujero cuando el flujo de espuma es no muy alto. Las presiones de fondo de agujero para gastos de gas menores a $9.2 \text{ scm}^3/\text{min}$ (325 scfm) no son mostrados en la Figura 4.5 simplemente porque el transporte efectivo de recortes no es logrado bajo esta condición.

4.4.2 Efecto del ROP en la Presión de Fondo de Agujero

La Figura 4.6 muestra el efecto del ROP en la presión de fondo de agujero. Para el gasto de espuma dado, la presión de fondo de agujero incrementa como el ROP incrementa. El incremento de la presión de fondo de agujero puede ser principalmente atribuido al incremento en la concentración de los recortes en el anular cuando el ROP incrementa. Como sea, esta tendencia muestra ser más obvia en la región de gasto de gas bajo, indicando el efecto positivo de incrementar el gasto de gas en el transporte de recortes. En otras palabras, la presión de fondo de agujero a altos gastos de gas es no tan sensible como el de gastos bajos de gas al cambiar el ROP.

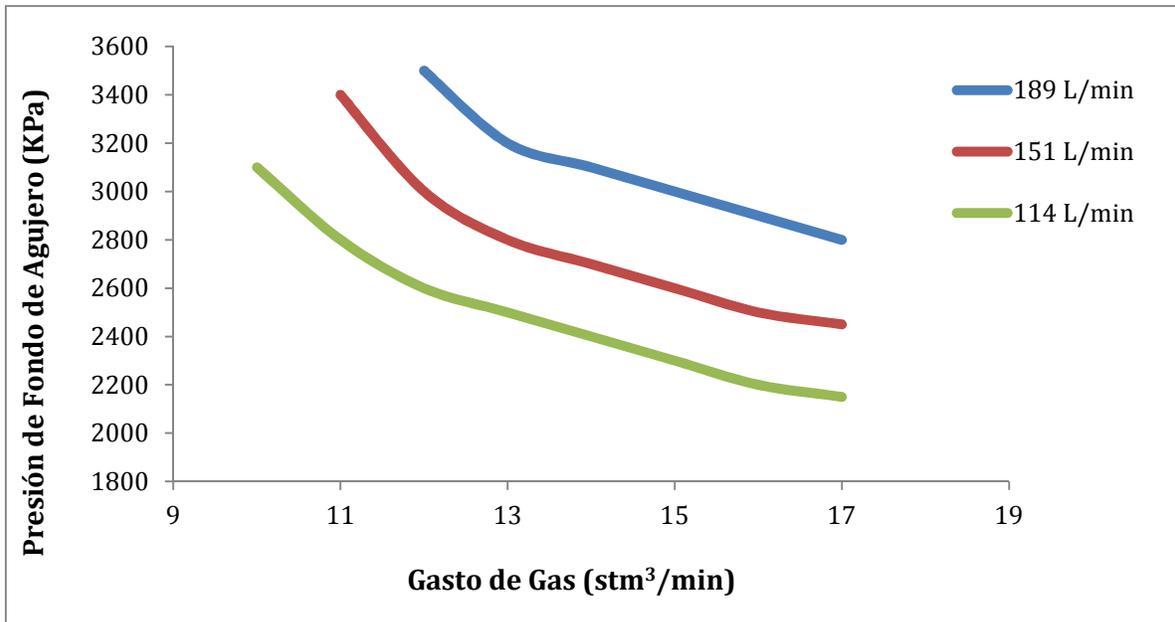


Figura 4.6 Variación de la presión de fondo de pozo con la inyección de gas y líquido

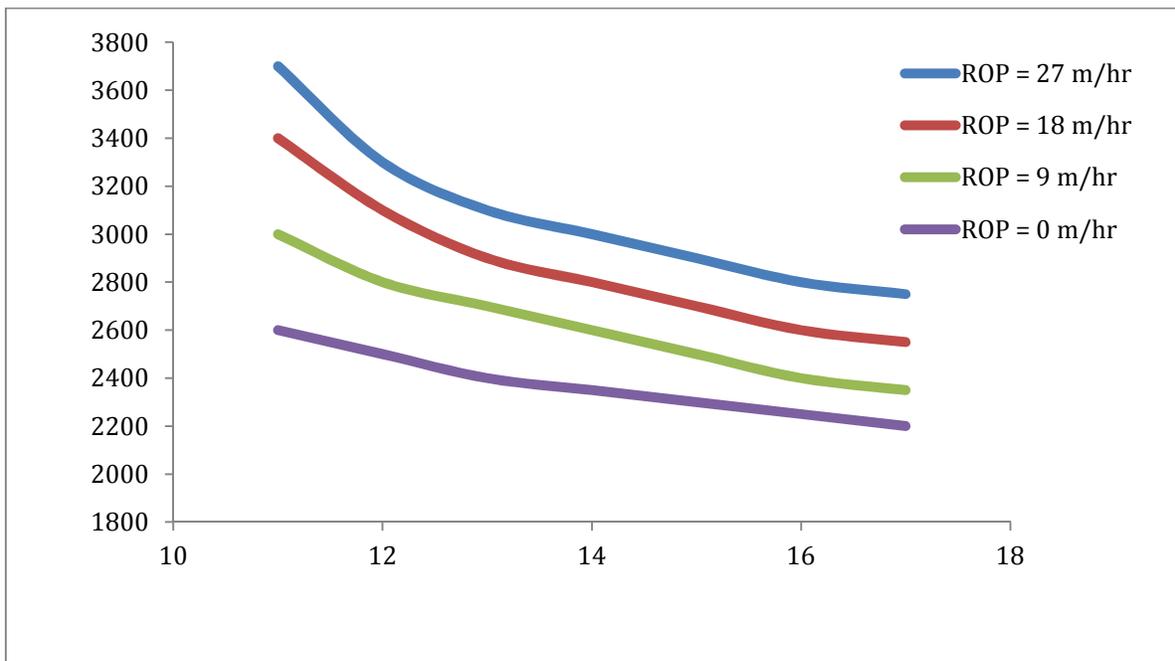


Figura 4.7 Variación de la presión de fondo con el ROP

4.4.5 Presiones de Fondo de Agujero y Concentración de Recortes

La Figura 4.9 ilustra las variaciones de la presión de fondo de agujero a tres diferentes ritmos de penetración. Las presiones de fondo continuamente incrementan como una función de tiempo y alcanza una condición de estado estacionario. Es importante saber el comportamiento transiente de la presión de fondo cuando designamos un programa de hidráulica de espuma con el fin de asegurarnos que el pozo será perforado en condición de bajo balance.

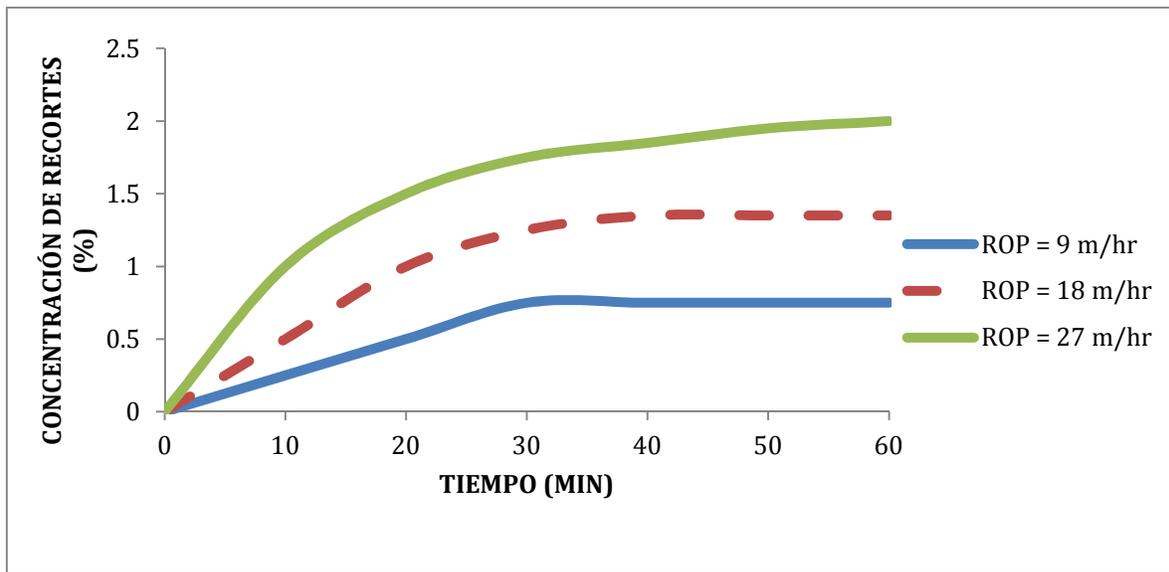


Figura 4.8 Presión de fondo de agujero

La Figura 4.10 muestra la variación del promedio de concentración de recortes en el anular con el tiempo. Comparando las figuras 4.9 y 4.10 que el cambio en presión de fondo como una función del tiempo. Se puede observar que el promedio de concentración de sólidos es una función fuerte del ROP a un punto de tiempo específico.

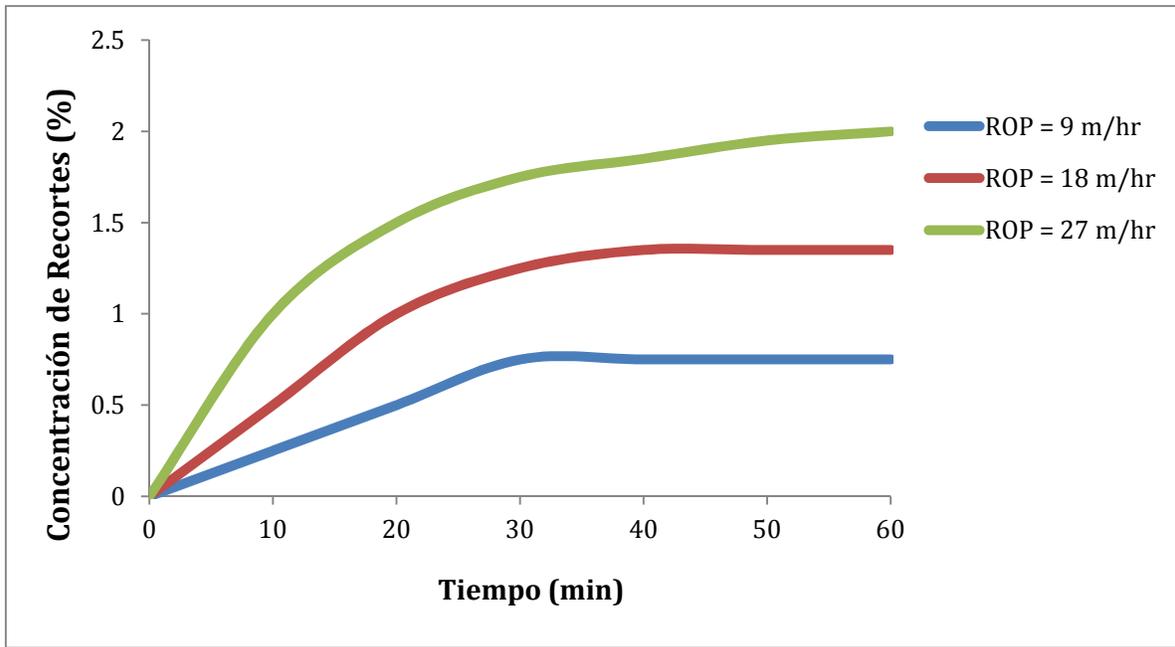


Figura 4.9 Concentración de recortes a diferentes ROP

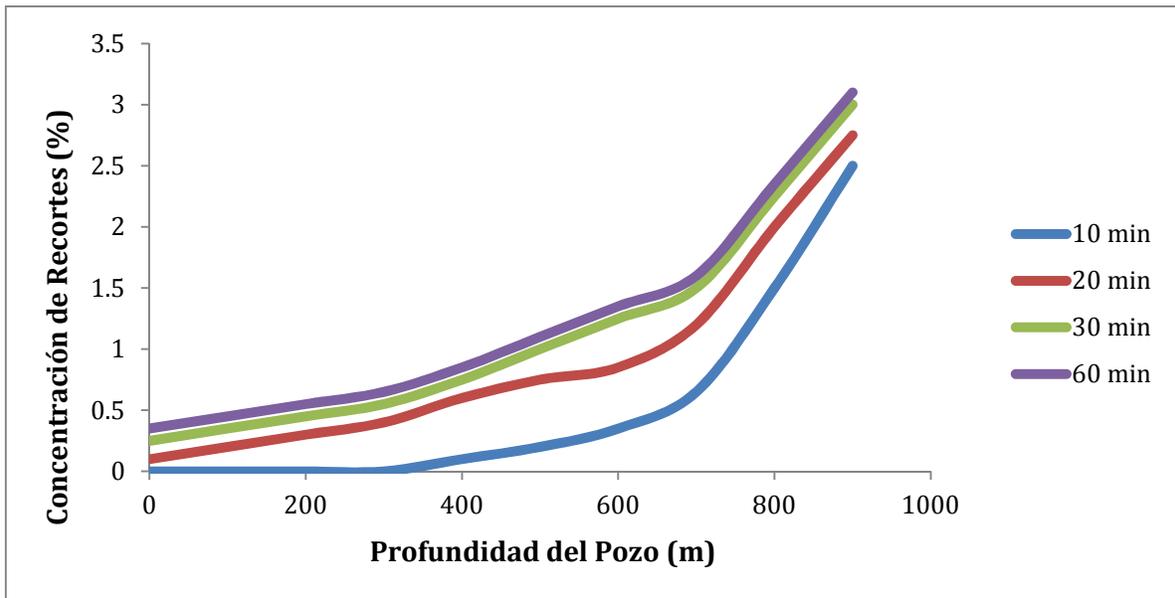


Figura 4.10 Distribución de los recortes a lo largo del espacio anular

CAPÍTULO 5

Optimización hidráulica de Perforación con espuma en pozos verticales

5.1 Optimización hidráulica

El siguiente modelo transiente de transporte de recortes con espuma se desarrolló y resolvió numéricamente. En este trabajo, el nuevo modelo ha sido usado para revestir la teoría clásica de la optimización hidráulica (i.e. usando modelos de optimización de operaciones).

La nueva metodología ha sugerido determinar los gastos de inyección óptimos de gas/líquido para maximizar los ROP cuando perforamos con espuma en pozos verticales mientras mantenemos la presión de fondo al mínimo.

La nueva metodología puede ser usada fácilmente en campo para determinar la mejor combinación de gastos de inyección de gas/líquido, mejores condiciones de reología para alcanzar una ROP máximo.

La optimización de la hidráulica de la perforación requiere el cálculo de las caídas de presión por fricción en el sistema y la mínima velocidad del fluido para acarrear los recortes en el anular.

Los problemas de optimización hidráulica se vuelven más complicados cuando perforamos con espuma, debido a la naturaleza compresible de la espuma. Determinar la contrapresión óptima y gastos de inyección de gas/líquido para optimizar el transporte de recortes, mientras obtenemos el ROP máximo, son algunos de las mayores preguntas que se requieren contestar.

En este trabajo, la nueva metodología usando optimización de operaciones se presenta para determinar la combinación óptima de contrapresión, relaciones gas/líquido y reologías óptimas para maximizar el ROP durante la perforación con espuma.

Optimización hidráulica de perforación es similar a cualquier otro problema de optimización en ingeniería, involucra la manipulación de diversas variables independientes para obtener un máximo (o mínimo) en una o más variables dependientes con fronteras impuestas por costo, seguridad, y propiedades físicas del análisis del sistema bajo análisis.

Las variables incluyen reologías del fluido de perforación, geometrías del sistema, área de toberas, gastos del fluido de perforación, y ROP. Las variables que restringen incluyen costo de perforación, geometría del pozo, características de las bombas (i.e., máxima presión de bomba y capacidad de gastos de flujo), estabilidad del agujero, mínimo gasto de flujo de perforación requerido para levantar los recortes en el anular.

5.2 Metodología de Optimización Hidráulica para Perforación con Espuma

La optimización hidráulica de perforación bajo balance con espuma es definida como el proceso de seleccionar la mejor combinación de contrapresión anular, gastos de flujo de gas/líquido, y medida de las toberas de la barrena que pueden maximizar el ROP y aumentar la efectividad del transporte de recortes mientras mantenemos la presión de circulación de fondo al mínimo.

Perforación con espuma tiene algunas características especiales que no necesitamos considerar cuando se perfora de manera convencional (fluidos incompresibles). Por ejemplo, una cierta contrapresión tiene que ser aplicada en la línea de flujo para asegurar que la calidad de la espuma en la superficie no exceda cierto límite. Generalmente, 96 % es considerado el límite superior de la calidad de la espuma, arriba del cual la espuma se torna inestable y se transforma en niebla.

Con el desarrollo del modelo matemático para la descripción del comportamiento de un pozo descrito anteriormente, se tiene el primer componente para formular el problema de optimización. El cual consiste en el modelo matemático que rige al problema.

De este modelo para la predicción del comportamiento del pozo, se seleccionaron tres variables para optimizar, debido a su gran impacto en el comportamiento del sistema de perforación bajo balance y sobre todo a que se pueden variar desde superficie:

- 1) Calidad de la espuma
- 2) Contra presión en el estrangulador
- 3) Reologías del fluido espumado

La compresibilidad de la espuma es otro factor que no es considerado generalmente cuando se diseña un programa de hidráulica para perforación con fluidos convencionales.

Aunque adicional a estas variables, existen otras involucradas en el cálculo de las caídas de presión en el sistema, en este trabajo no fueron consideradas para su optimización.

Como la finalidad del modelo de comportamiento del sistema de perforación con fluido espumado descrito en la unidad 4, es determinar las caídas de presión en el sistema, el objetivo de la optimización es determinar las condiciones óptimas que me brinden un mejor avance durante la perforación manteniendo mi calidad de espuma en 97 % y teniendo una presión de fondo mínima que me garantice el acarreo adecuado de los recortes a superficie.

Una vez definido, el modelo matemático que rige al problema, las variables a manipular y objetivo a optimizar, el último paso a completar para la formulación del problema de determinar el procedimiento de optimización que permita la manipulación de las variables del proceso, además de maximizar lo mencionado anteriormente.

Definiendo para este trabajo dos procedimientos de optimización:

- 1) Algoritmo Politope
- 2) Algoritmo genético

La selección de estos dos procedimientos sobre los métodos derivativos se debió al comportamiento no suavizado y con discontinuidades presentes en el proceso de cálculo del sistema del pozo.

a) Algoritmo Politope

Para la obtención del modelo matemático que permita optimizar el sistema de perforación por el método Politope, se utilizó fortran.

Las principales características de este método de optimización son:

- El modelo permite mover a cada una de las variables a optimizar de forma continua.
- Permite modificar de forma flexible la longitud de paso para las variables a optimizar y la tolerancia para la convergencia del modelo.

Para la ejecución del programa con el algoritmo Politope, se requiere básicamente la siguiente información:

Generar la base de datos requeridos para elegir y describir los elementos de los cuales consiste el sistema de perforación bajo balance mediante el modelo descrito en la unidad 4, además de indicar las variables a optimizar y su respectivo valor estimado inicial.

b) Algoritmo Genético

De acuerdo al tipo de problema que representa el optimizar un sistema de perforación bajo balance, el algoritmo genético quedó conformado de la siguiente manera:

El algoritmo genético se realizó con codificación real, con las siguientes características en sus elementos:

Población: Para obtener la población, el algoritmo puede generar desde 1 hasta 200 individuos.

Función Objetivo: Como medida de cómo el individuo se comporta en el dominio del problema se tomó el gasto de aceite que produce el pozo.

Función Desempeño: Para determinar la medida relativa de desempeño se estableció el método no lineal, ya que este método no castiga a las peores soluciones tanto como el método lineal, lo cual implica que el desempeño no lineal contribuye a mantener una población de soluciones más diversa.

Selección: Para evitar errores de selección sistemática, la mejor manera de realizar esta tarea es de la forma aleatoria que corresponda con el desempeño de la solución. Para este trabajo se implementó el muestreo aleatorio universal, e cual asegura una tendencia nula y una dispersión mínima.

Con respecto a los operadores genéticos como son el cruzamiento, mutación y re inserción, se implementaron todos los métodos descritos en la unidad 4, para definir mediante el comportamiento de la optimización el mejor método, y la probabilidad apropiada para el cruzamiento y mutación.

Para la ejecución del algoritmo genético, se requiere la siguiente información:

Además de generar la base de datos requeridos para elegir y describir los elementos de los cuales consiste el sistema de perforación bajo balance mediante el modelo descrito, se requiere indicar el intervalo de búsqueda de las variables a optimizar.

5.3 Resumen de Metodología para la Optimización hidráulica.

5.3.1 El procedimiento para la optimización hidráulica de la perforación con espuma para campo es el siguiente:

1.- Especificar la calidad crítica de la espuma en la parte alta del anular (usualmente tomada como 97 %). (Para este punto utilizaremos la ecuación de calidad de espuma optimizada para tener un valor más preciso).

2.- Determinar la contrapresión óptima P_{ob} a la profundidad de operación usando la ecuación:

$$P_{ob} = 20 + 0.01D \quad (5.1)$$

Dónde:

P_{ob} = psia

D = Profundidad (pies)

3.- Determinar la OGLR (gastos óptimos de gas y líquido) a condiciones de superficie, $(\Phi_c)_{sc}$ usando la ecuación:

$$(\Phi_c)_{sc} = \alpha P_{ob} + b \quad (5.2)$$

Los valores de las constantes a y b dependen del valor de la calidad crítica de la espuma y las unidades de OGLR y presión.

4.- Determinar el OGLR a condiciones de fondo $(\Phi_c)_{bh}$ con el uso de la ecuación:

$$(\Phi_c)_{bh} = (\Phi_c)_{sc} * \frac{Z_{bh} T_{bh} P_{sc}}{Z_{sc} T_{sc} P_{bh}} \quad (5.3)$$

5.- Seleccionar el gasto de flujo de líquido, Q_{lsc} , y determinar el correspondiente gasto de gas Q_{gsc} , multiplicando el gasto de flujo de gas con el OGLR $(\Phi_c)_{sc}$ a condiciones de superficie.

6.- Determinar el gasto de flujo de espuma a condiciones de fondo de pozo usando la ecuación:

$$(\Phi_f)_{bh} = (\Phi_l)_{sc} + \frac{Z_{bh} T_{bh} P_{sc}}{Z_{sc} T_{sc} P_{bh}} (\Phi_g)_{sc} \quad (5.4)$$

7.- El conjunto de líquido bombeado y del gas del compresor para Q_{lsc} y Q_{gsc} medida en la presión del stand pipe mientras se bombea la espuma a un gasto $(Q_f)_{sc}$ tal que $(Q_f)_{sc} = (Q_l)_{sc} + (Q_g)_{sc}$.

8.- Repetir los pasos 5 al 7 para otra combinación de gastos de líquido y gas y obtener una segunda lectura de presión en el stand pipe.

9.- Usar el modelo de Okpobiri e Ikkoku para determinar las caídas de presión a través de las toberas de la barrena para dos diferentes gastos de flujo de espuma a condicione de fondo de pozo.

10.- Usar la ecuación siguiente para determinar las caídas de presión parasitas correspondientes a los dos gastos de flujo de espuma.

$$P_p = P_d + \Delta P_b + P_{ob} \quad (5.5)$$

11.- Usando los dos puntos de datos, y dibujando en la gráfica de caídas de presión parasitas contra gasto de flujo de espuma a condiciones de fondo de pozo en una gráfica logarítmica.

12.- Desde el dibujo, determinar los valores de c y m .

13.- Determinar las máximas presiones de descarga de la bomba de líquidos y el compresor de gas correspondientes a los gastos de flujo de líquido y gas usando las especificaciones de la bomba y compresor; seleccionar el mínimo de los dos como la presión de la bomba P_p . Los gastos máximos permitidos de gas y líquido se pueden obtener usando el gasto de flujo de espuma y OGLR a condiciones de superficie. El gasto de flujo de espuma puede obtenerse a partir de la velocidad crítica de espuma, la cual es la velocidad a la cual ocurre en la transición de régimen de flujo laminar a régimen turbulento.

14.- Determinar el gasto de flujo óptimo de la espuma a condiciones de fondo de pozo usando el criterio de los caballos de fuerza hidráulica o usando el criterio de máximo impacto en los jets.

15.- Determinar los gastos óptimos de gas y líquido a condiciones de fondo de pozo usando las siguientes ecuaciones:

$$(Q_g)_{optbh} = \left[\frac{(\Phi_c)_{bh}}{1 + (\Phi_c)_{bh}} \right] (Q_f)_{optbh} \quad (5.6)$$

$$(Q_l)_{optbh} = \left[\frac{1}{1 + (\Phi_c)_{bh}} \right] (Q_f)_{optbh} \quad (5.7)$$

16.- Determinar el gasto de flujo óptimo de espuma a condiciones de superficie usando la ecuación siguiente:

$$(\Phi_f)_{optsc} = (\Phi_l)_{optsc} + \frac{(Q_g)_{optbh} Z_{sc} P_{bh} T_{sc}}{Z_{bh} F_{sc} T_{bh}} \quad (5.8)$$

17.- Determinar los gastos de flujo de líquido y gas a las condiciones de superficie usando las siguientes ecuaciones:

$$(Q_g)_{optsc} = \left[\frac{(\Phi_c)_{sc}}{1 + (\Phi_c)_{sc}} \right] (Q_f)_{optsc} \quad (5.9)$$

$$(Q_l)_{optsc} = \left[\frac{1}{1 + (\Phi_c)_{bh}} \right] (Q_f)_{optsc} \quad (5.10)$$

18.- Determinar las caídas de presión parásitas según el criterio, por caballaje hidráulico o por impacto en las toberas.

19.- Determinar las caídas de presión óptimas en la barrena con la siguiente ecuación:

$$(P_b)_{opt} = P_p + P_d - P_{ob} \quad (5.11)$$

20.- Determinar el área de flujo total óptima de las toberas de la barrena usando la ecuación:

$$(A_t)_{opt} = \sqrt{\frac{Q_{Fopt}^2}{\frac{B}{EA} (\Delta P_b)_{opt} - \frac{1}{E} \ln \frac{P_{bh}}{(\Delta P_b)_{opt}}} } \quad (5.12)$$

5.3.2 Descripción del Programa de Cómputo

EL programa de cómputo integra el procedimiento anterior para calcular las caídas de presión en cada componente en el sistema del pozo.

5.3.2.1 Codificación del Programa de Cómputo

Para ello se utilizó el Manual del Usuario de Software desarrollado por la Universidad de Tulsa como base para completar el programa de cómputo.

Las subrutinas incorporadas al programa de cómputo fueron:

FLAGR Interpolación en una dimensión.

FLAGR2 Interpolación en dos dimensiones.

FRFACT	Cálculo del factor de fricción.
LIQVIS	Cálculo de la viscosidad.
ZFAC	Cálculo del factor de compresibilidad del gas.
VELOCITY	Cálculo de las propiedades físicas del fluido, gastos in-situ.

5.3.3 Optimización de la Contra Presión Anular

Determinar la óptima contra presión anular (OBP, en inglés) es un primer paso esencial para alcanzar una mínima presión de fondo de agujero. El nuevo método sugiere determinar la contrapresión anular óptima. Las Figuras 5.5 a 5.12 serán usadas para describir el nuevo método. La base de datos usada en los cálculos de la presión de fondo del agujero es la siguiente:

Tabla 5.1 Datos de entrada para la simulación.

Prof. Del Pozo	Medida del Agujero	Diámetro Exterior de la Tubería	ROP	Medida de los Sólidos	Velocidad de Espuma	CFQ
914 m (3000 ft)	0.22 m (8 1/2 in.)	0.11 m (4 1/2" in.)	9 m/hr (30 ft/hr)	1.2 cm (1/2 in.)	0.61 m/s (2.0 ft/s)	96 %

La Figura 5.1 muestra los efectos combinados de la contra presión y la velocidad de la espuma en la presión de fondo. Se puede observar el efecto de la contrapresión en la presión de fondo es significativa. Como la contra presión incrementa, la presión de fondo inicialmente decrece rápidamente, hasta un punto óptimo, e incrementa lentamente después. Esto es porque, para la contra presión alta, altas relaciones gas – líquido es necesario conocer la calidad de la espuma en la superficie del agujero (Figura 6.4). Más gas en el sistema de circulación dará una densidad baja de la espuma mientras incrementa el efecto de fricción. El balance de efecto de gravedad y fricción es representado por el punto óptimo de circulación en la curva de presión de fondo de agujero. En la Figura 5.1 la contra presión correspondiente al punto óptimo es alrededor de 70 psia. Se nota que la magnitud de la calidad de la espuma tiene un efecto significativo en la presión de fondo de agujero mínima mientras esto tiene un efecto menor en la contra presión óptima. En adición, se encuentra que la variación de la presión de fondo del agujero es pequeña cuando las variaciones de velocidad de la espuma de 0.52 m/s a 0.76 m/s.

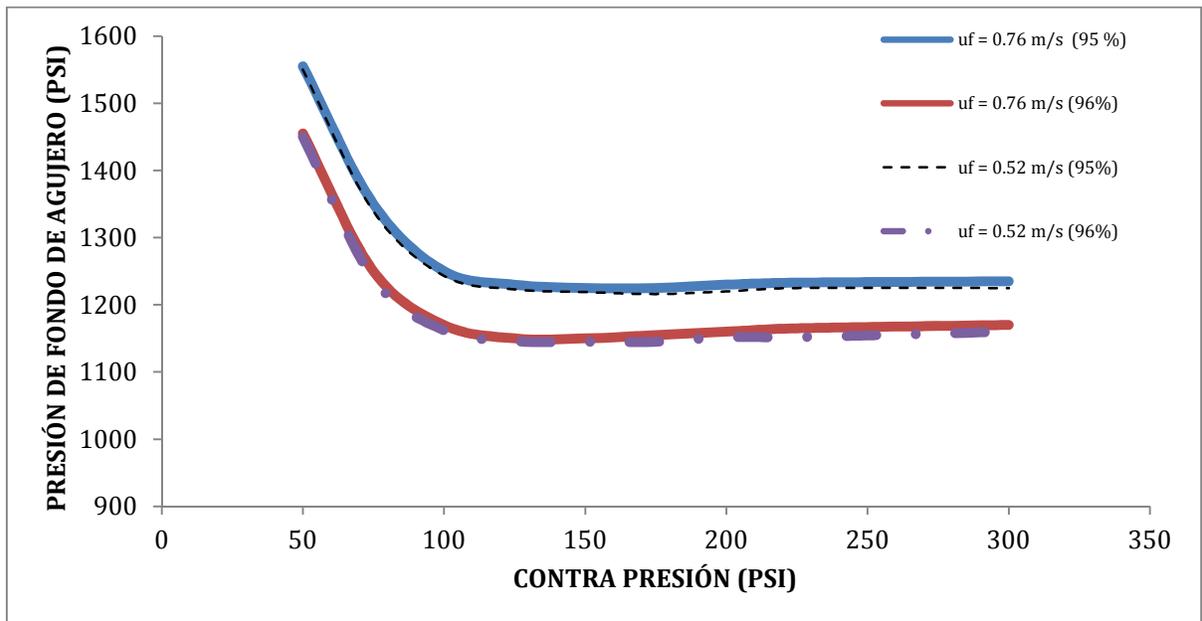


Figura 5.1 Comparación de contrapresiones en estrangulador a diferentes velocidades de espuma a 96 y 95 %.

Tabla 5.2 Resultados de la simulación a diferentes diámetros

Geometría	D Agujero (m)	D Agujero (in.)	D Tubería (m)	D Tubería (in.)
D1	0.12	4 3/4	0.073	2 7/8
D2	0.16	6 1/4	0.09	3 1/2
D3	0.22	8 1/2	0.11	4 1/2
D4	0.31	12 1/4	0.13	5

D1 ($D_h = 0.12$ m o $4 \frac{3}{4}$ in, $D_{dp} = 0.073$ m o $2 \frac{7}{8}$ in.), D2 ($D_h = 0.16$ m o $6 \frac{1}{4}$ in, $D_{dp} = 0.09$ m o $3 \frac{1}{2}$ in.), D3 ($D_h = 0.22$ m o $8 \frac{1}{2}$ in, $D_{dp} = 0.11$ m o $4 \frac{1}{2}$ in.) y D4 ($D_h = 0.31$ m o $12 \frac{1}{4}$ in, $D_{dp} = 0.13$ m o 5 in.), representando varios casos de estudio de perforación con espuma disponibles en la realidad, son usados evaluando los efectos de la geometría del pozo en la presión de fondo de agujero y del punto óptimo (Figuras 5.3 y 5.4). El efecto de la medida del pozo en la presión de fondo de agujero es encontrado significativo. La Presión de fondo de agujero en un diámetro de agujero pequeño puede ser dos veces más grande que en un diámetro de agujero grande para una velocidad de espuma dada a una profundidad. El punto óptimo inclusive cambia hacia arriba a lo largo de la línea discontinua. La presión de fondo óptima se incrementa con el decremento de la medida de agujero.

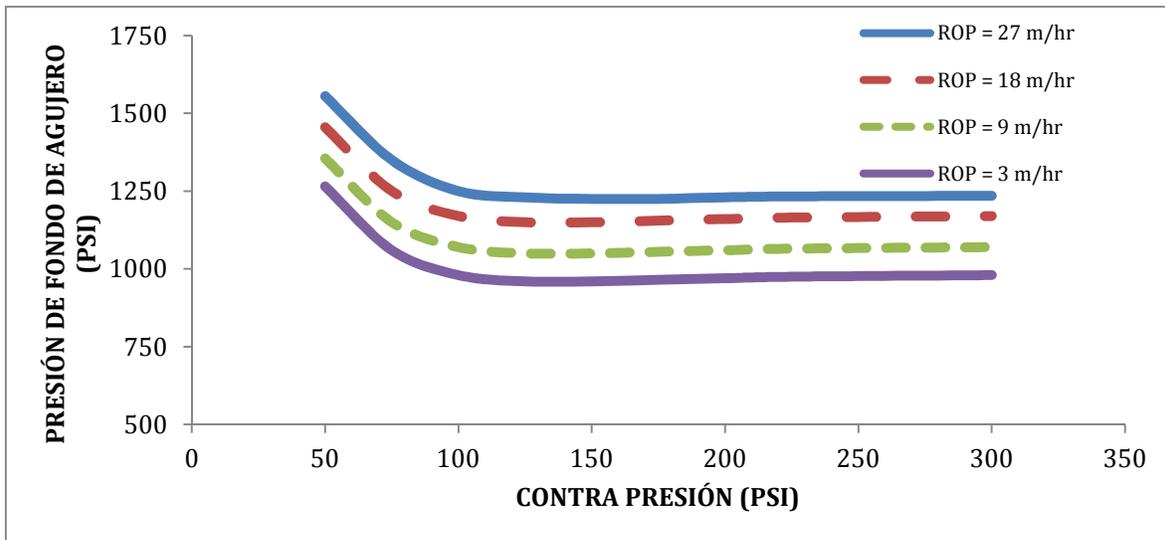


Figura 5.2 Comportamiento de la presión de fondo a diferentes ROP.

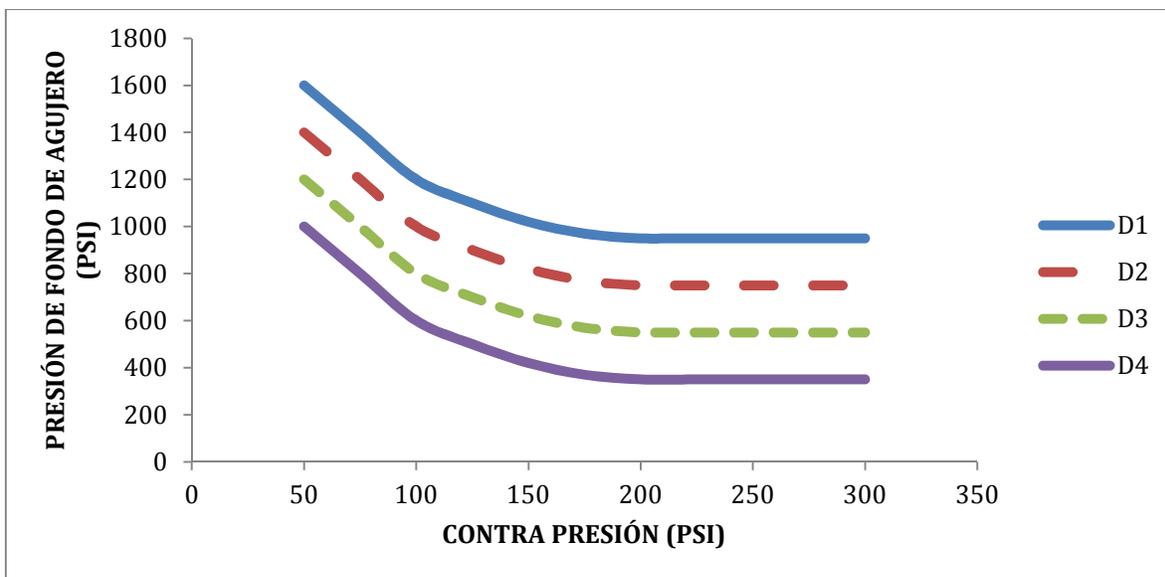


Figura 5.3 Comportamiento de la presión de fondo a diferentes diámetros.

El efecto de la profundidad del pozo en la presión de fondo óptima es inclusive significativo. La Figura 5.4 ilustra que la Presión de fondo óptima y la Presión de fondo de agujero incrementan como la profundidad vertical del pozo (TVD) incrementa para 8 ½ in. de diámetro de agujero. Además describe el efecto de la profundidad, la contrapresión óptima a diferentes profundidades de pozo y diferentes diámetros de agujero son mostrados en la figura 6.10. Se puede ver que una relación casi lineal existe entre la contrapresión óptima, y la profundidad del pozo:

$$P_{ob} = c + d * h_w \quad (5.13)$$

Los coeficientes, c y d , en la ecuación (5.13) son funciones decrecientes de medidas de agujero.

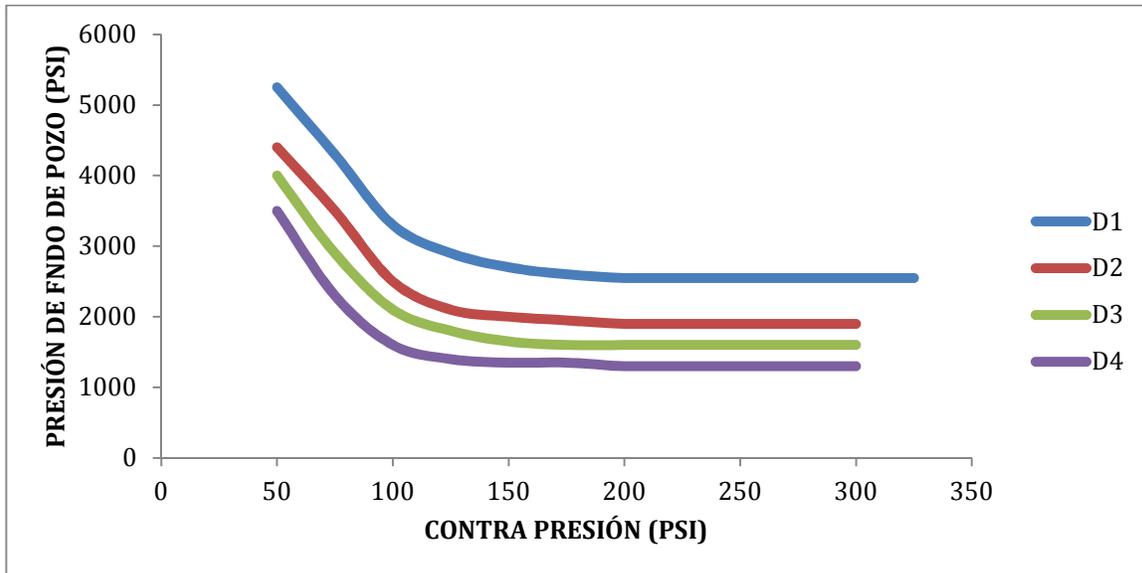


Figura 5.4 Comportamiento de la presión de fondo contra contrapresión en estrangulador a diferentes diámetros.

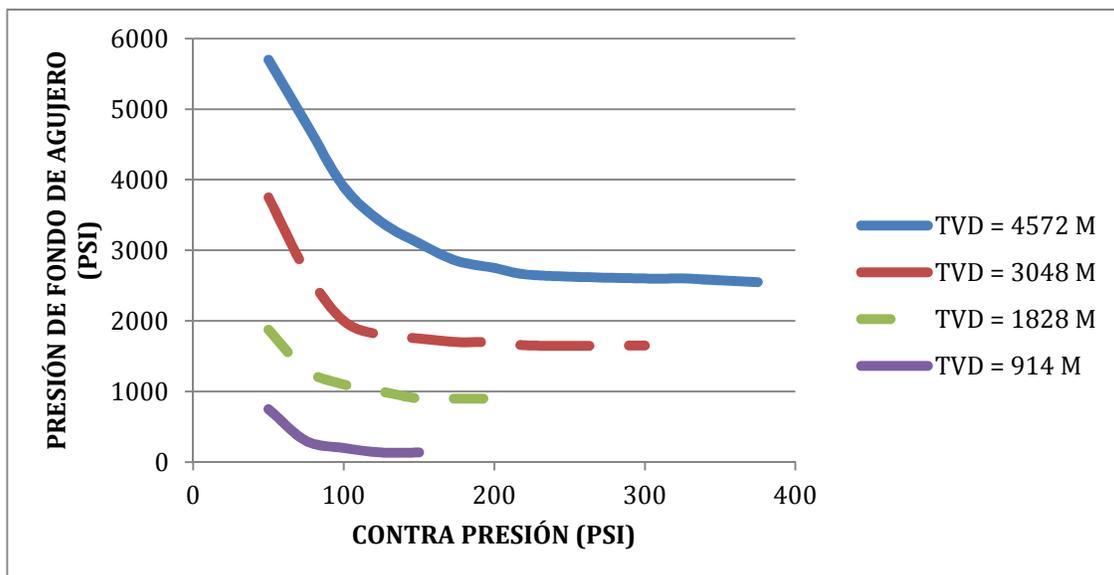


Figura 5.5 Comportamiento de la presión de fondo a diferentes profundidades

Las figuras de presión de fondo del agujero vs. La contra presión anular (Figuras 5.2 – 5.5) muestran que hay una gran zona plana de valores de contra presión óptima sobre los cuales la presión de fondo de agujero cambia significativamente.

En otras palabras, la inyección de más gas en esta región no disminuirá la presión de fondo de agujero significativamente.

Las contra presiones óptimas dadas en la Figura 5.6 muestran ser un poco más altas para propósitos prácticos de control de contra presión. Valores altos de contra presiones significan más gas que puede ser inyectado antes de que reaccione la condiciones de calidad de espuma en lo alto del anular. La inyección de más gas, por otro lado, significa mayores calidades de espuma en el fondo del agujero. La Figura 5.6 muestra que las calidades de espuma en el fondo del agujero correspondientes a la mínima presión de fondo de agujero son de alrededor de 80 %. Altas calidades de espuma de estas magnitudes, como quiera, no son deseables para la operación de motores de fondo convencionales (PDM) (Saponja, 1998). Esto sugiere que las contra presiones anulares tan bajas como la contra presión óptima podrían probablemente ser usadas para evitar bajas eficiencias en los motores de fondo.

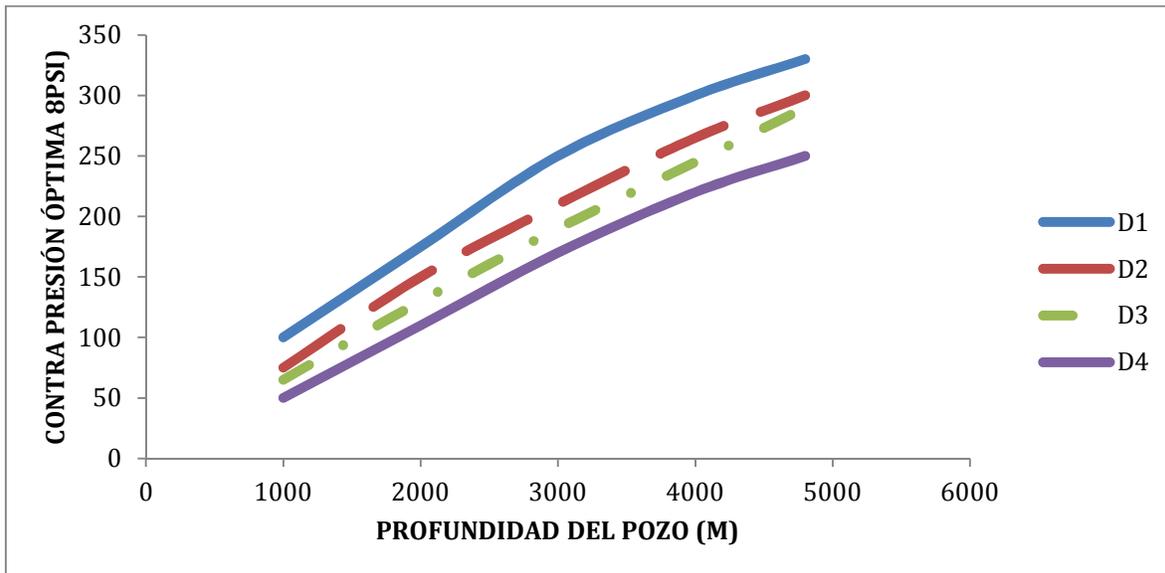


Figura 5.6 Comportamiento de la contrapresión óptima a diferentes diámetros.

Considerando los posibles problemas de control de presión del estrangulador, las 50 psi pueden ser tomadas como el menor valor de contra presión que se puede usar para lograr una presión de fondo de agujero cercana a la mínima presión de fondo de agujero para un pozo de 914 m (Figura 5.7). Similarmente, la mínima contra presión de 120 psia puede ser usada para reemplazar la actual contra presión óptima para lograr una presión de fondo de agujero cercana a la mínima BHP (Figura 5.8) para un pozo de 3048 m.

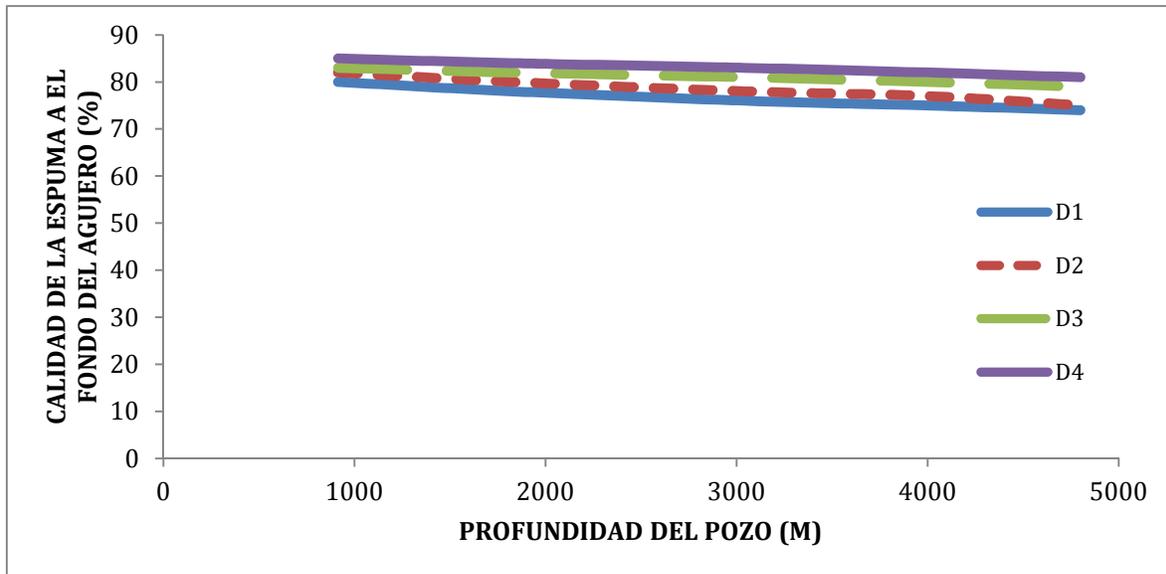


Figura 5.7 Comportamiento de la calidad de la espuma a diferentes diámetros.

Haciendo a un lado el efecto de la medida del agujero, la reducción de contra presión óptima puede ser escrita en términos de la profundidad del pozo como muestra la ecuación (5.14). La reducción, p_{rob} , puede ser considerada como el límite inferior de la contra presión que puede ser usada para operaciones de perforación con espuma.

$$P_{ob} = 138.56 + 0.226 h_w \quad (5.14)$$

Usando una relación simplificada definida por la ecuación (5.14), la calidad de la espuma en el fondo del agujero es recalculada. Control muy bueno de la calidad (alrededor del 70%) se obtiene en el fondo del agujero (Figura 5.8). De todas formas, el uso de la reducción de la contra presión óptima, la cual es tan baja como la mitad de la contra presión original es recomendada para operaciones prácticas de perforación.

En la práctica de perforación con espuma, el calcular la contra presión óptima debe ser comparada con la máxima presión permitida en el estrangulador, y entonces el valor más bajo debería ser elegido como la contra presión óptima. Una vez que la contra presión óptima es estimada (Ecuación 5.14), la velocidad de la espuma óptima y los gastos de líquido pueden ser determinados.

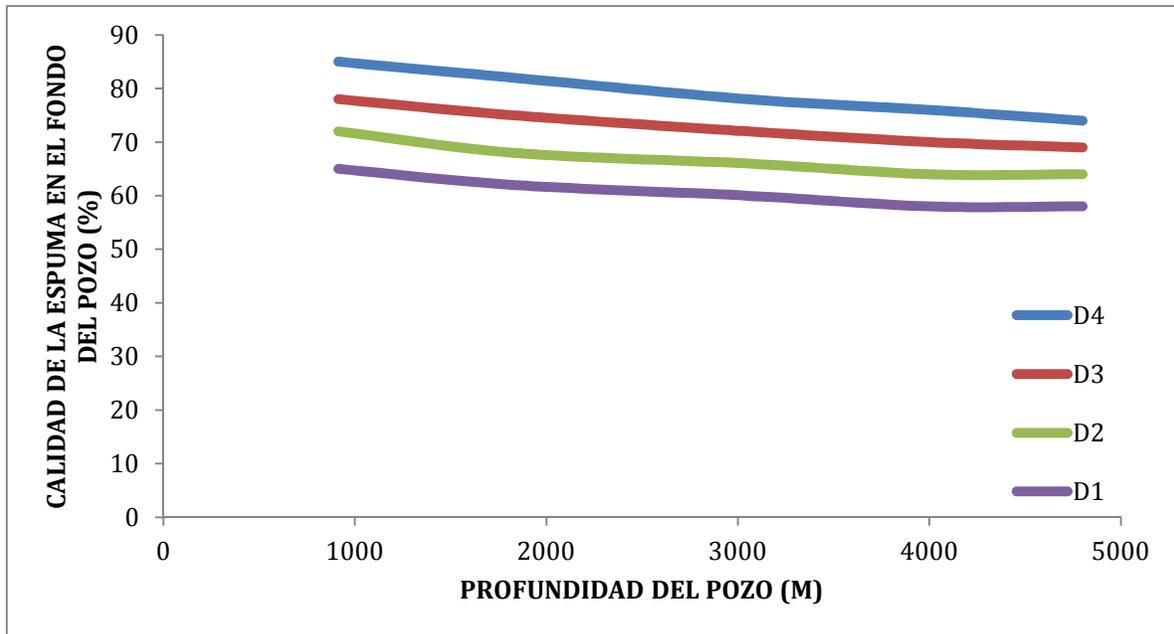


Figura 5.8 Calidad de la espuma a diferentes diámetros.

5.4 Optimización de la calidad de espuma

La calidad de espuma es la relación volumétrica de las fase gaseosa entre las fases gas/líquido. La calidad de la espuma (índice) puede ser definido como:

$$= \frac{V_g}{V_g + V_l + V_f} \quad (5.1)$$

Dónde:

V_g = Volumen de Gas

V_l = Volumen de líquido

V_f = Volumen del fluido invasor

La calidad de la espuma es una función de la presión del espacio anular. Muchas espumas son estables cuando la calidad de la espuma esta entre 0.6 – 0.96. En operaciones de perforación con espuma estable el límite inferior de la calidad de la espuma es usualmente encontrado en la parte baja del anular y el límite superior en la parte alta del anular. Calidades mayores a 0.96 pueden causar que la estructura celular continua de la espuma, que entrapa la fase gaseosa se vuelva inestable y la espuma se convierte en niebla. Cuando la calidad es menor a 0.6, el

gas forma burbujas aisladas que son independientes de la fase líquida y las dos fases pueden moverse con diferentes velocidades las cuales rompen la estructura de la espuma.

Con el fin de poder determinar la calidad de la espuma y poder optimizarla en cualquier punto del anular, se determina una función objetivo, esto con ayuda de la ecuación de estado de gases ideales.

La ley de gas ideal dice:

$$\frac{P_s V_s}{T_s} = \frac{PV}{T} \quad (5.2)$$

Dónde:

- P = Presión en cualquier punto
- P_s = Presión en la superficie
- T = Temperatura en cualquier punto
- T_s = Temperatura en superficie
- V = Volumen de gas en cualquier punto
- V_s = Volumen de gas en la superficie

La ecuación anterior puede reordenarse como sigue:

$$V = \frac{P_s T}{P T_s} V_s \quad (5.3)$$

Sustituyendo la ecuación anterior en la ecuación de la calidad:

$$= \frac{\frac{P_s T}{P T_s} Q_{gs}}{\frac{P_s T}{P T_s} Q_{gs} + Q_l + Q_f} \quad (5.4)$$

Dónde:

- Q_{gs} = Gasto de inyección de gas
- Q_l = Gasto de inyección de líquido
- Q_f = Gasto de influjo de fluido de la formación

Debido a que para poder optimizar algún fenómeno físico mediante la optimización de operaciones se requiere de una función objetivo, la ecuación anterior se tomará como tal.

Como primer paso se graficará la ecuación con el fin de determinar su comportamiento y así definir que método de optimización es el más conveniente.

Para ello se tomaron los siguientes datos:

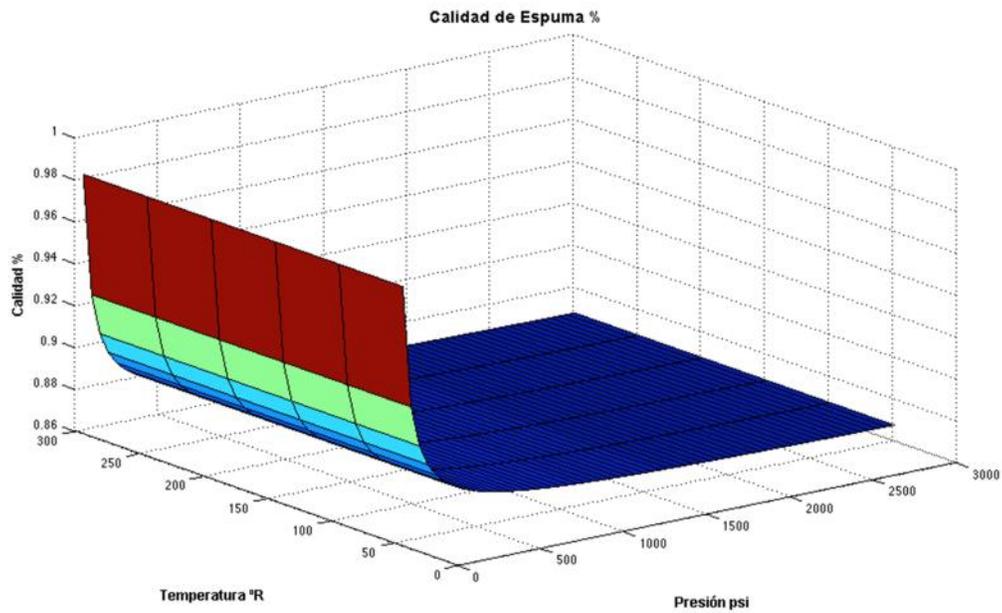


Figura 5.9 Comportamiento de la calidad a lo largo de todo el pozo.

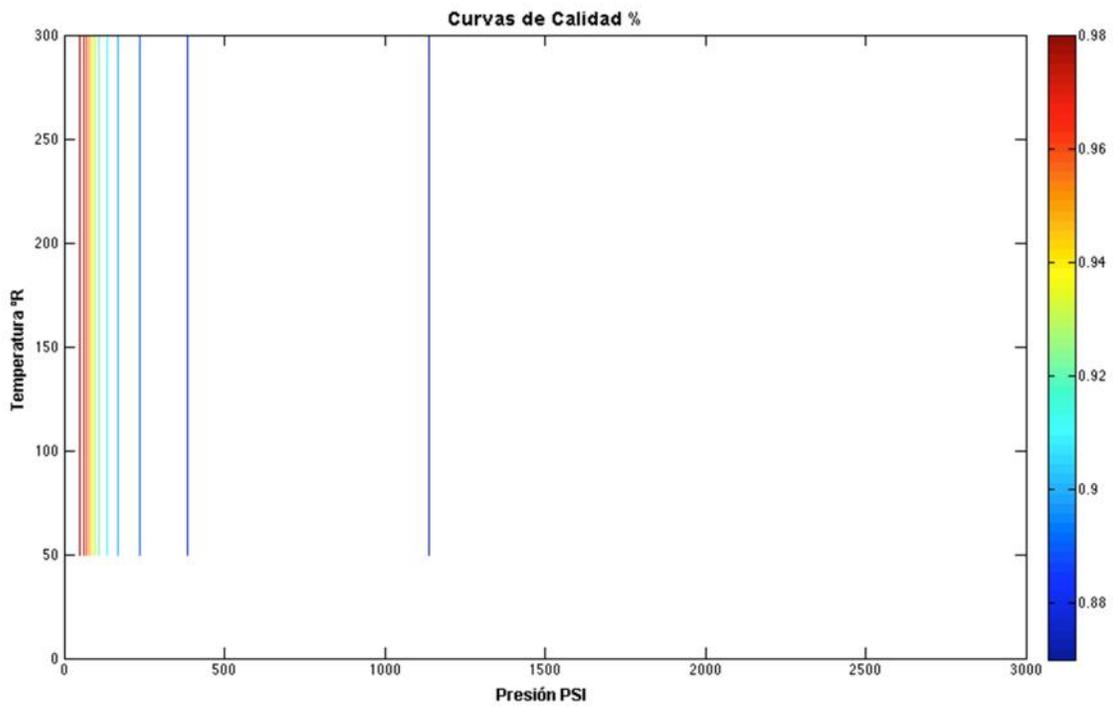


Figura 5.10 Vista en planta de los valores de la calidad a lo largo de todo el pozo.

Con la gráfica anterior pudimos calibrar y comprobar que la función objetivo es correcta, por lo tanto el siguiente paso es analizar el comportamiento de la misma. Como se puede apreciar la función objetivo tiene un comportamiento lineal, es decir, sus variaciones van de acuerdo a los cambios de presión y temperatura a lo largo de todo el pozo, por tal motivo procederemos a realizar un análisis de sensibilidad para determinar cuáles son las variables que afectan más el comportamiento de nuestra función objetivo.

5.4.1 Análisis de Sensibilidad

Para poder llevar a cabo el análisis de sensibilidad de la función objetivo propuesta realizaremos una tabla con diversos valores y veremos de una manera visual cual es el comportamiento de la función objetivo.

El primer parámetro a variar es la contrapresión en superficie:

- Con 200 PSI

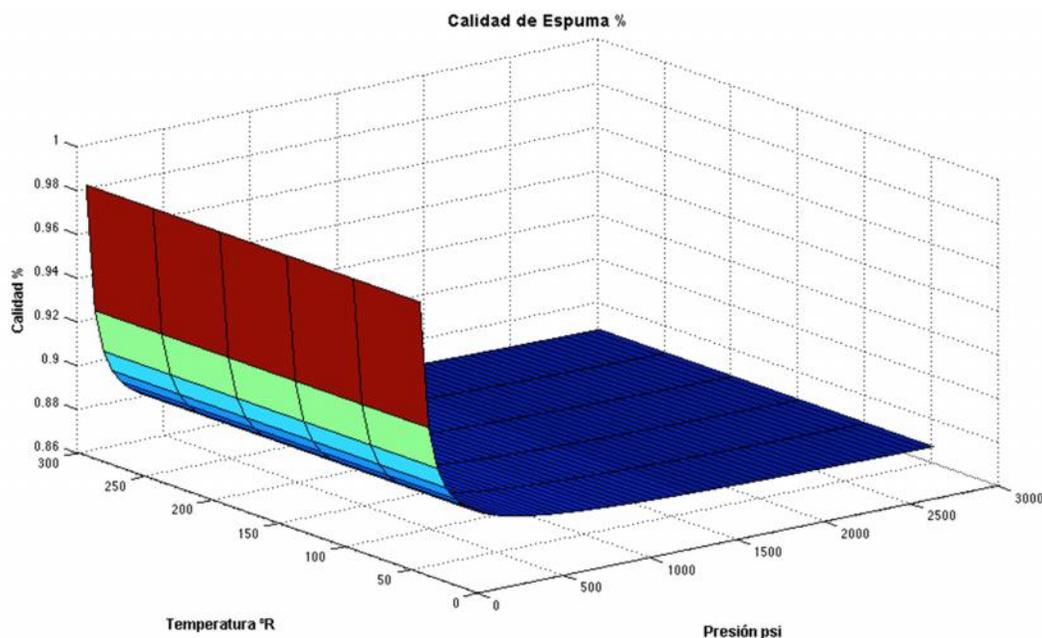


Figura 5.11 Comportamiento de la calidad de la espuma a lo largo del pozo con 200 PSI de contrapresión en el estrangulador.

Se observa en esta figura que la menor calidad se observa en el fondo del agujero, donde las condiciones de presión son mayores, la máxima calidad se observa en la superficie, en este caso de 97 %, que es lo deseado.

- Con 300 PSI

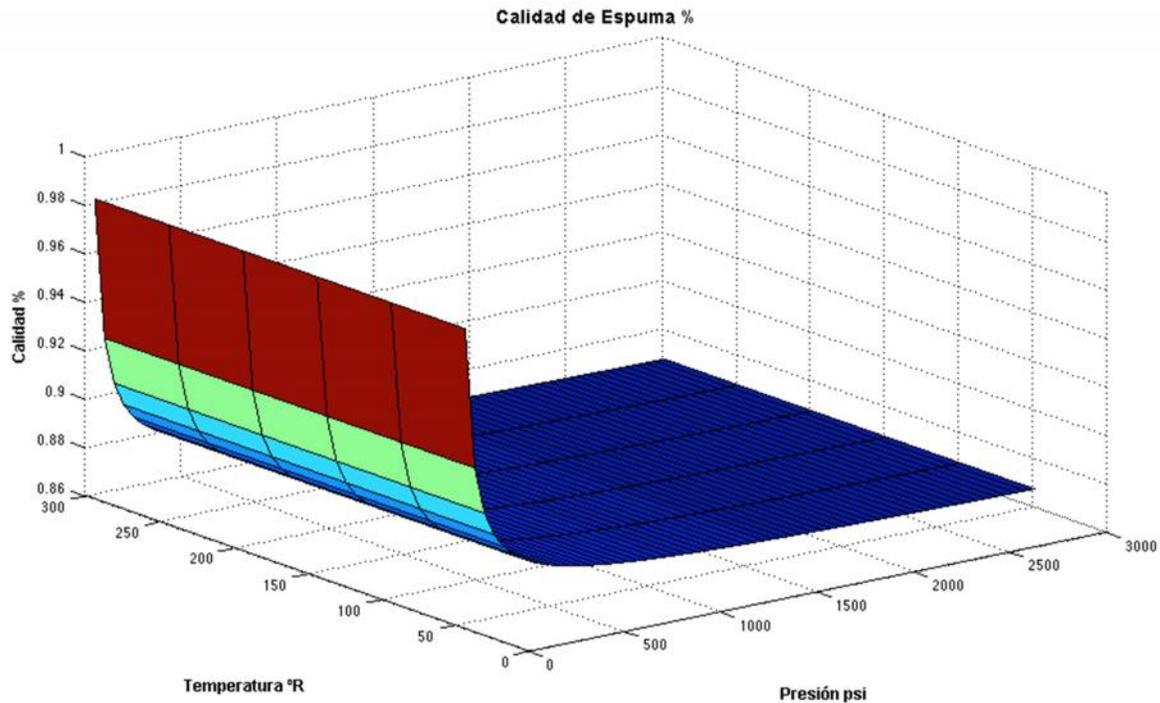


Figura 5.12 Comportamiento de la calidad de la espuma con 300 PSI en el estrangulador.

De igual manera se observa que la calidad mínima es en el fondo del agujero, donde las condiciones de presión son mayores, en la superficie se observa el mismo comportamiento, es decir 97 % de calidad, que es el valor que nosotros deseamos como valor óptimo. Para este caso la calidad en el fondo disminuye un poco pero es casi despreciable en comparación con el caso anterior.

- Con 500 PSI

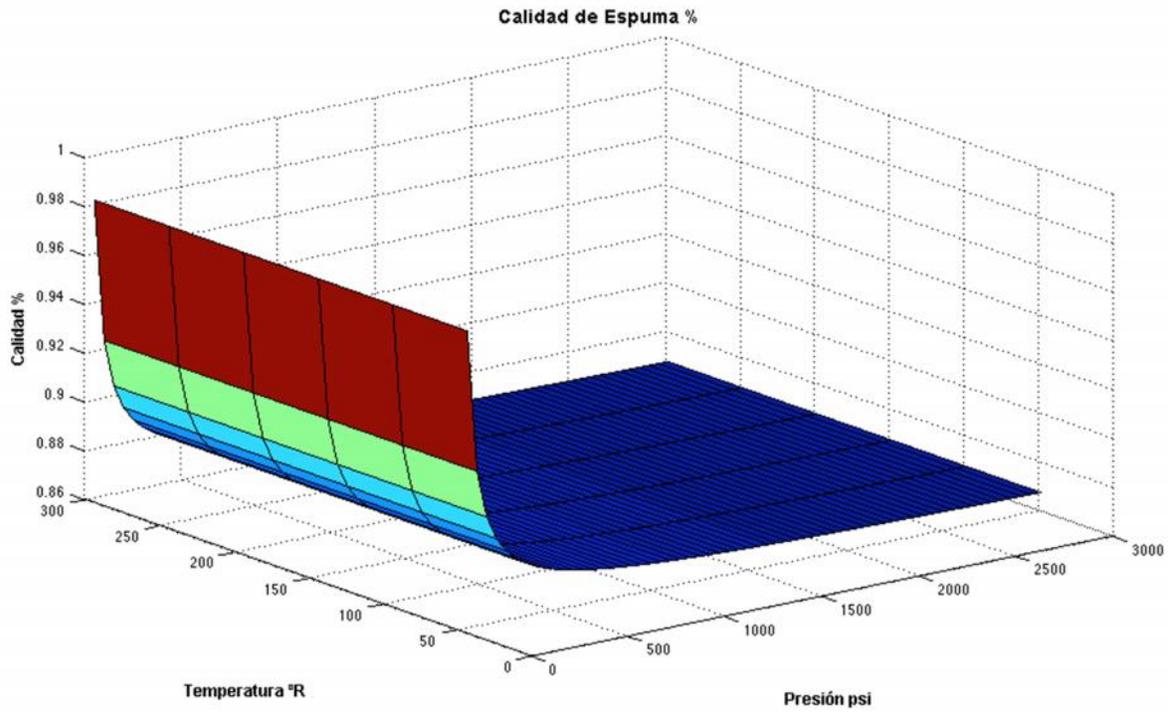


Figura 5.13 Comportamiento de la calidad de la espuma con 500 PSI de contrapresión en el estrangulador.

Como resultado de este análisis se puede decir que la contrapresión sólo afectará a la presión de fondo de agujero y por consecuencia afectará a la calidad de espuma en este punto, aunque esta variación no es considerable.

Por otro lado se puede observar de manera directa que el cambio en los gastos de inyección de gas y líquido afectan de manera considerable el comportamiento de la calidad de la espuma, por lo tanto se puede definir que la calidad de la espuma es completamente dependiente de estos dos parámetros.

Por lo tanto para poder obtener una calidad de espuma de 97 % en superficie y una mínima presión de fondo se necesitará de escoger de manera adecuada los valores de inyección de gas y líquido. De igual manera se puede decir que las reologías del fluido espumado serán directamente dependientes de esta mezcla de gastos, variando sus valores de acuerdo a los gastos de inyección que se propongan.

Es válida la suposición de usar un valor de 96 % de calidad de espuma como valor óptimo, ya que este valor nos mantiene la calidad lo más estable posible a lo largo del agujero como lo mostró la gráfica, por lo tanto en campo se requiere conocer

los gastos de inyección y por medio del simular solo se validara si se cuenta con la calidad adecuada para poder iniciar los trabajos de perforación y a lo largo de toda la perforación e deberán de mantener monitoreados estos gastos con el objetivo de mantener lo más estable posible la calidad de la espuma.

5.5 Optimización de la reología

La reología ha sido el sujeto de numerosas investigaciones en el pasado. Las siguientes conclusiones pueden ser hechas basándose en la revisión de los resultados de las investigaciones en la literatura:

- Las espumas son mezclas complejas de gas y líquido cuyas propiedades reológicas son ampliamente influenciadas por la calidad de la espuma (i.e., relación de volumen de gas a él volumen total de la espuma), temperatura, presión, y esfuerzo de corte;
- Las espuma muestran un comportamiento pseudoplástico plástico de Bingham;
- La calidad de la espuma y la composición de la fase líquida determinan la viscosidad de la espuma;
- Aparentemente la viscosidad de la espuma decrece con el incremento del esfuerzo de corte;
- La viscosidad de la espuma incremente linealmente con la calidad de la espuma a un determinado esfuerzo de corte (y presión); reducciones drásticas en viscosidad son observadas cuando las calidades de la espuma exceden el 98 %, resultando en una pobre capacidad de acarreo;
- Generalmente, cuatro diferencias en regímenes de flujo son identificados dependiendo de la calidad de la espuma: burbujas dispersas por calidades entre 0 a 54 % cuando la espuma se comporta como un fluido Newtoniano; régimen de inter fase de burbujas para calidades entre 54 a 74 %; régimen de deformación de burbujas para calidades entre 74 a 97 %; y régimen de flujo niebla para la calidad de espuma cercana a 97 %;
- La no variación del factor de fricción facilita el cálculo de pérdidas de presión por fricción en flujo de espuma isotérmico en tuberías, y;
- Para el caso de esta simulación, se tomó en consideración utilizar la Ley de Potencias:

$$n_p = 3.32 \log_{10} \left(\frac{2PV+YP}{PV+YP} \right) \quad (5.5)$$

$$k_p = \frac{PV+YP}{511^{n_p}} \quad (5.6)$$

Estos dos parámetros fueron analizados en su comportamiento para determinar el mejor método de optimización a utilizar.

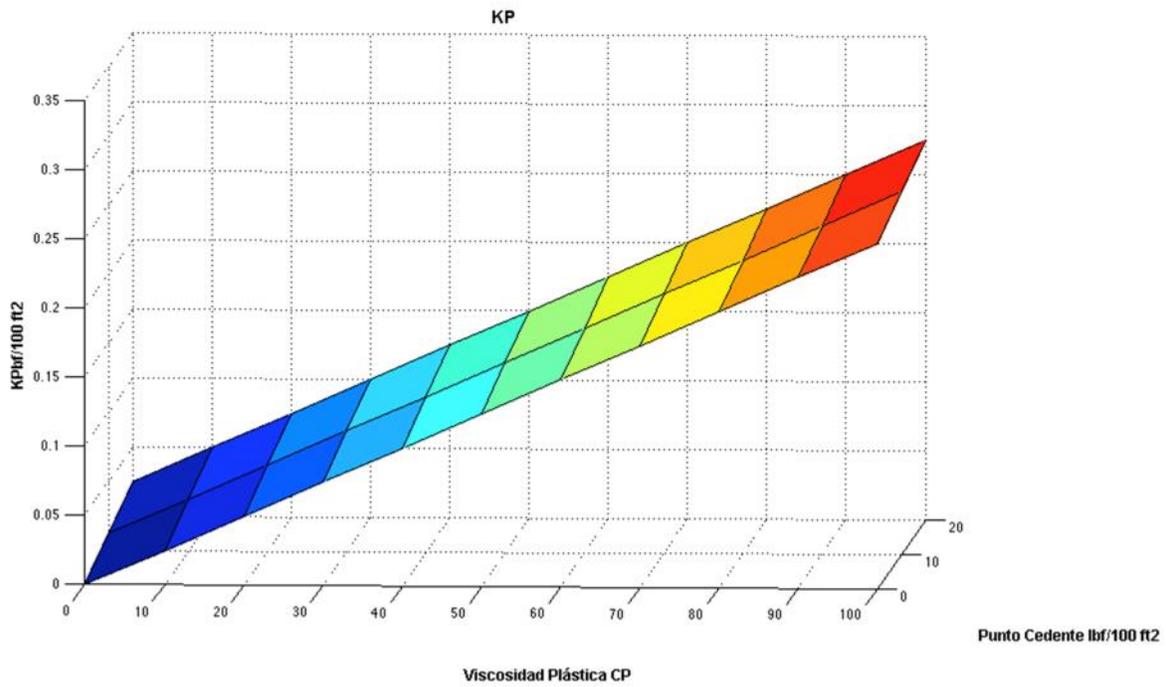


Figura 5.14 Comportamiento de K_p a lo largo del pozo.

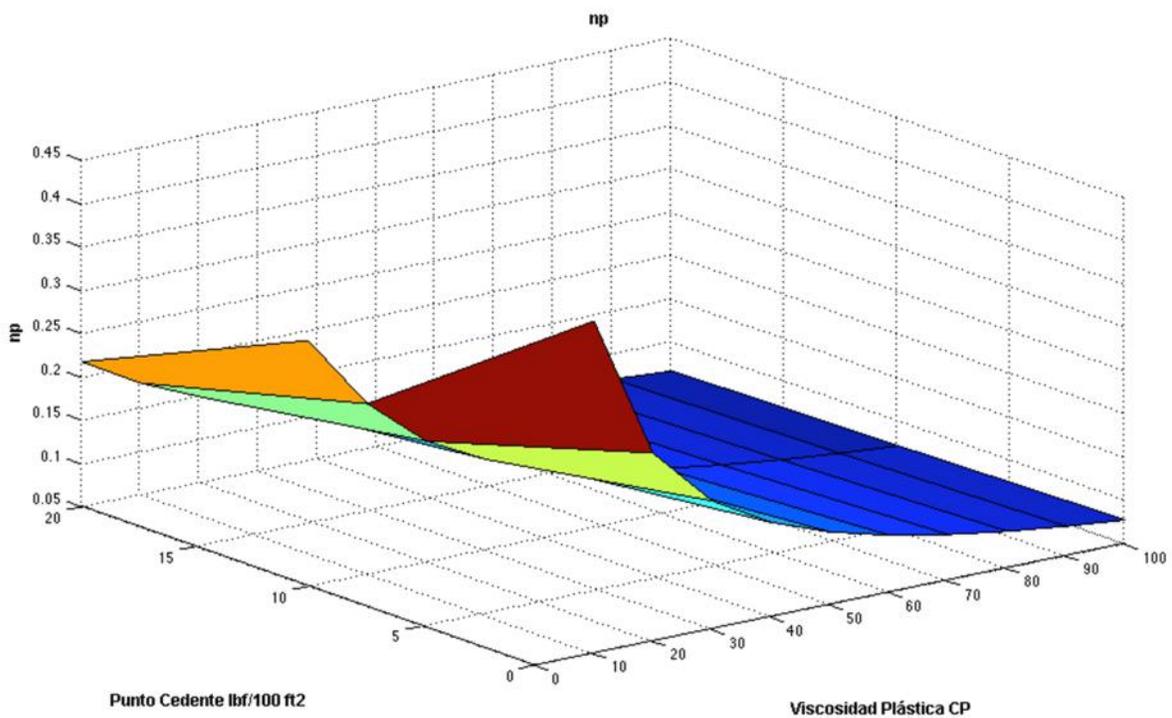


Figura 5.15 Comportamiento de n_p a lo largo del pozo.

Estos valores de índices de comportamiento dependerán de la calidad de la espuma, por lo tanto obteniendo un comportamiento óptimo de la calidad de la espuma tendremos valores óptimos de n_p y k_p .

Una vez teniendo los valores óptimos de n_p y k_p el cálculo de las caídas de presión será el óptimo de igual manera.

CAPÍTULO 6

6.1 Caso aplicado **Cougar 1001**

El modelo del pozo utilizado para la aplicación de los métodos de optimización Politope y Genético, fue armado con los datos del caso real Cougar 1001.

6.1.1 Antecedentes

6.1.1.1 Localización

El pozo Cougar 1001 se localiza en la parte más alta de la estructura anticlinal Ulúa (Cougar), ubicándose hacia el este del Bloque Pirineo.

Elevación del terreno: 303.73 m.

Coordenadas UTM (*)

	X (metros)	Y (metros)
Conductor	304,710.38	3,033,585.71
Profundidad Final	304,710.38	3,033,585.71

(*) Datum NAD 1927 México, Zona 14

Tabla 6.1 Coordenadas de superficie y fondo pozo Cougar 1001

6.1.1.2 Posición geológica estructural

La estructura perforada por el Cougar 1001 es un anticlinal asimétrico con su eje orientado NW – SE, limitado por dos fallas inversas antitéticas principales de alto ángulo, una en su flanco W y la otra en su flanco E, ambas permiten el cierre de la estructura y su fracturamiento.

El pozo Cougar 1001 se ubica al SE de los pozos Cougar 1, Cougar 21 y NE del Cougar 41, estructuralmente se encuentra 15 y 13 m más bajo de los pozos Cougar 1 y Cougar 11 respectivamente y 5 m más alto que el Cougar 41 a nivel de la cima de K. Austin.

En el pozo Cougar 1001 la columna geológica perforada es similar a la perforada en los pozos Cougar 21 y 41. Las formaciones son mayormente carbonatos pertenecientes al cretácico. De manera secuencial se perforaron las siguientes formaciones:

FORMACIÓN	LITOLOGÍA	PROFUNDIDAD m.v.b.k.b
C. SABINAS	Calizas	Aflora
NAVARRO TAYLOR	Calizas y lutitas carbonosas	250
KS AUSTIN	Calizas y lutitas carbonosas	850
KS EAGLE FORD	Lutitas carbonosas y calcáreas. Calizas	1500
KI BUDA	Lutitas y calizas	1850
KI DEL RIO	Calizas y lutitas	2454
KI GEORGETOWN	Calizas	2987
KI TAMAULIPAS	Calizas y lutitas carbonosas	3298
KI PIMIENTA	Lutitas carbonosas	3600
PROF. FINAL		3749

Tabla 6.2 Columna geológica

6.1.1.3 Objetivos

El objetivo del pozo Cougar 1001 es explotar gas comercialmente explotable, como pozo exploratorio en yacimientos someros perteneciente a las formaciones Austin – Eagle Ford y Georgetown.

6.1.1.4 Correlación con pozos vecinos

Sección estructural de apoyo donde se observa la relación estratigráfica entre los pozos así como las formaciones donde se tuvieron manifestaciones entre los pozos Cougar 2, Cougar 1, Cougar 21 y Cougar 41.

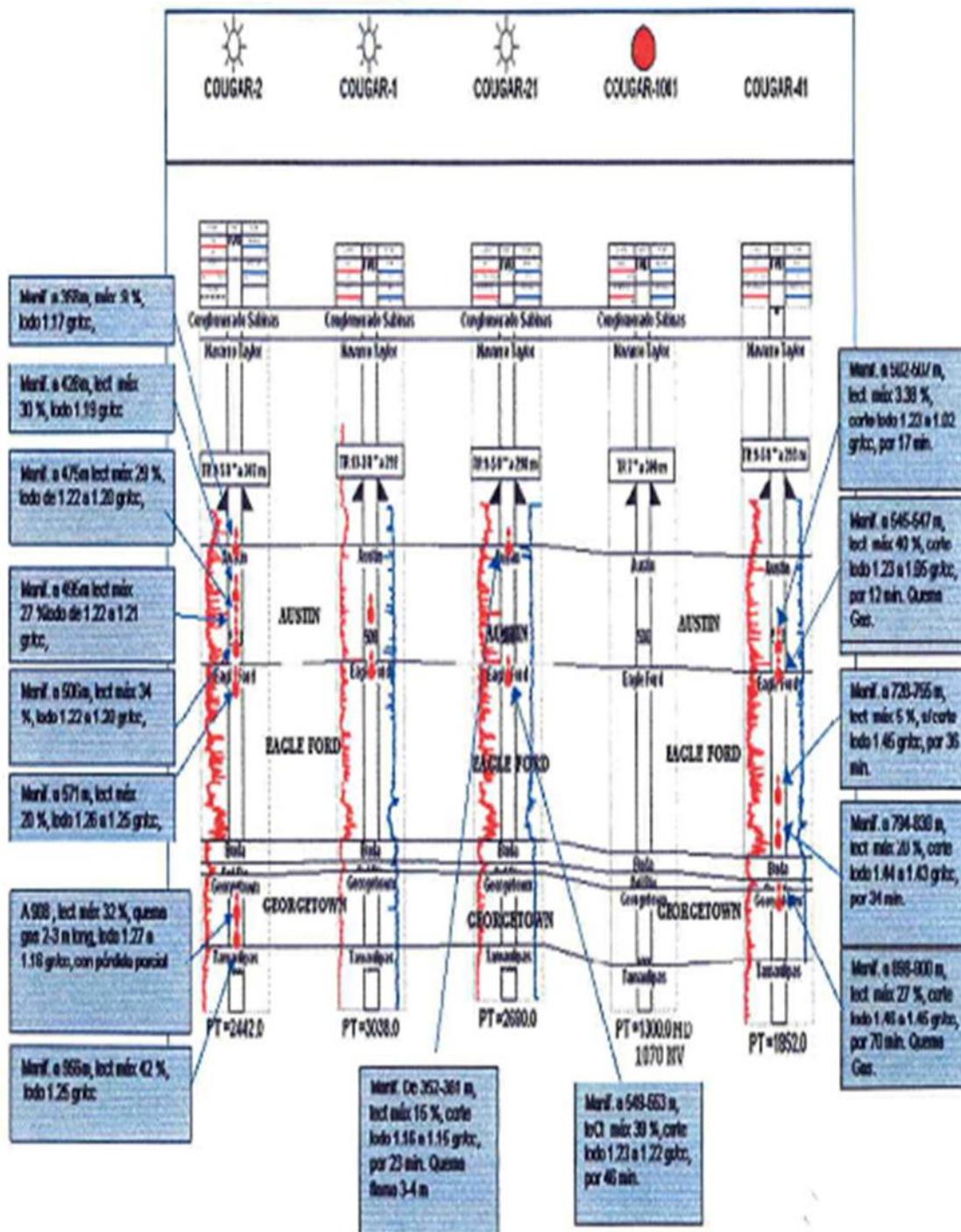


Figura 6.1 Sección estratigráfica de pozos vecinos a la localización Cougar 1001

6.1.1.5 Mapas Estructurales

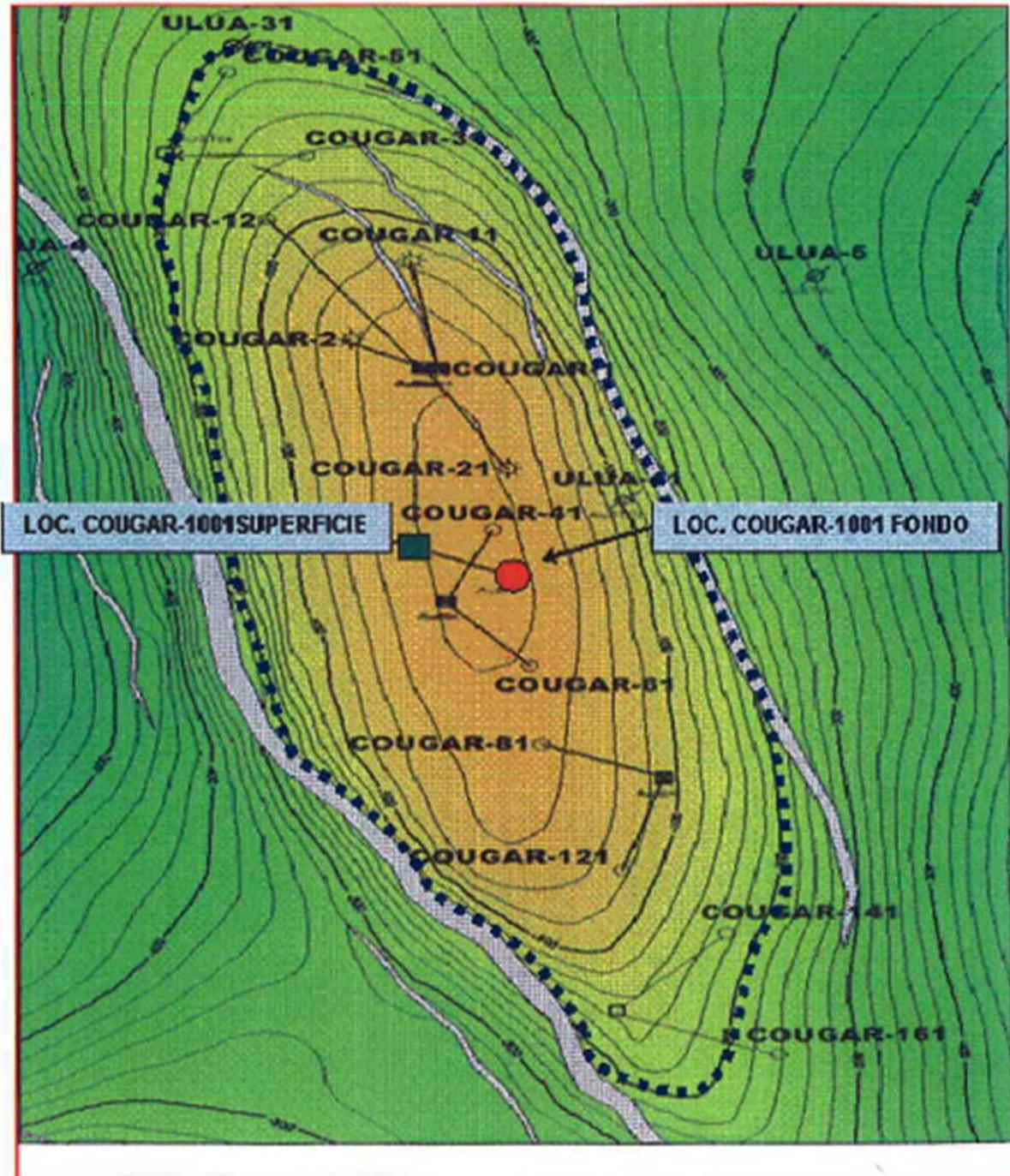


Figura 6.2 Mapa estructural en profundidad de la cima de la Fm Austin, el área para esta formación es de 23 km², se estima preliminarmente un recurso de 30.82 BCF para la P media.

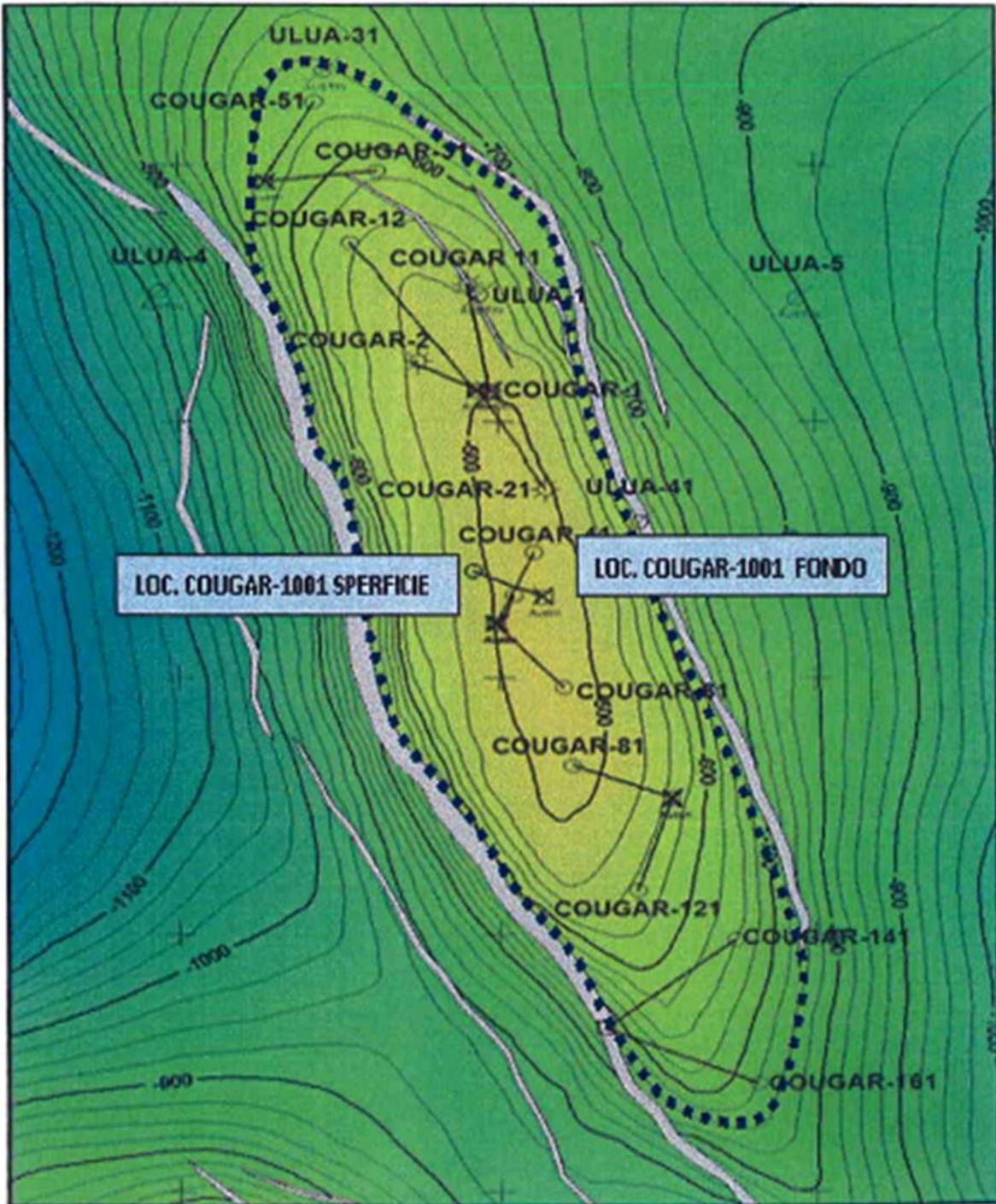


Figura 6.3 Mapa estructural en profundidad de la cima de la Fm Georgetown, el área para esta formación es de 20.6 km², se estima preliminarmente un recurso de 16.4 BCF para la P media.

6.1.1.6 Sección sísmica

Sección sísmica donde se muestra la interpretación de la estructura de Cougar y ubicación del pozo Cougar 1001, con la trayectoria propuesta.

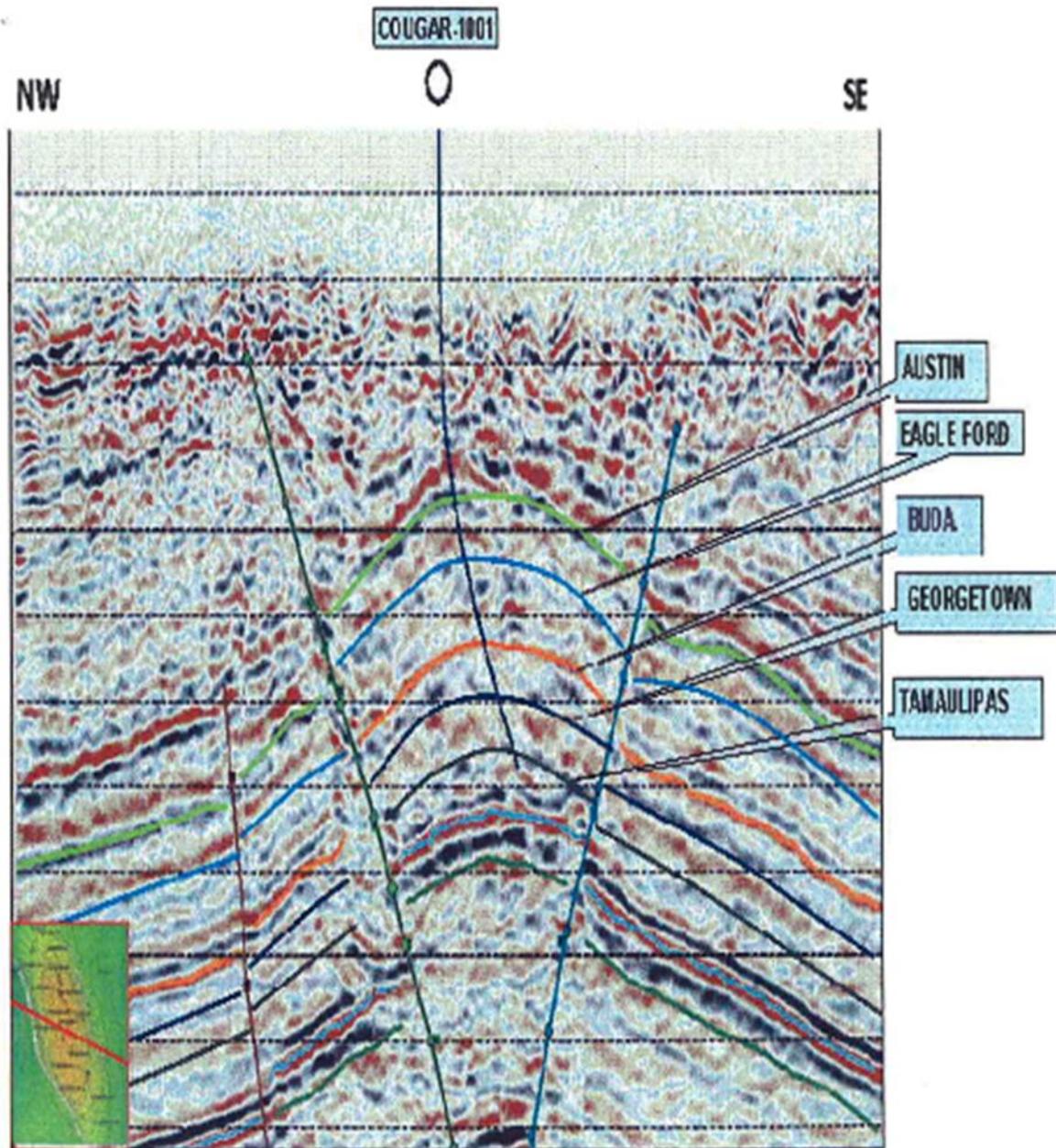


Figura 6.4 Perfil sísmico pasado por la localización Cougar 1001 en dirección de la perforación.

6.1.2 Información General

Tabla 6.3 Información general de la simulación

Fluido de Perforación		Tubería de Perforación	
Tipo de Fluido	Peso (sg)	3-1/2" ID:2.764" y 2-7/8" ID 2.441"	
Emulsión Inversa Relajado	0.9	Presión en el anular	
Reología		100 psi	
L 600	L300	Presión de Yacimiento Estimada	
23	18	1250 psi @ 3970 m	
Calidad de la Espuma (Q) o CTR		Rango de Presión de fondo (Objetivo)	
NO APLICA		1250 – 1550 psi	
Composición del Gas a inyectar		Mín. Velocidad de Líquido (Vertical)	
N2	O2	148 ft/min	
96 %	4 %	Mín. Velocidad de Líquido (Horizontal)	
Perfil de Temperaturas		NA	
Profundidad (m)	Temperatura (°C)	Rangos del Motor	
0	28	Mín. ELV (GPM)	Máx. ELV (GPM)
3974	128	NA	NA
Esquema Mecánico		Caídas de Presión Htas. De Fondo	
Revestidor / Liner	Profundidad (m)	Motor de Fondo	MWD
LINER 5" 18# ID: 4.276"	3545 – 3749		
OH 4 1/8"	3749 – 3974		

En la tabla anterior se visualizan las características tanto del pozo como del fluido utilizado en la perforación del pozo Cougar 1001, cómo se puede observar, la calidad de la espuma no es un parámetro que se esté tomando en consideración, de la misma manera no se especifican los gastos de inyección de N2 y lodo.

Esto ocasiona como complicación el no tener un control adecuado sobre el fluido que se está utilizando para perforar.

Como se ha mencionado en capítulos anteriores, la calidad de la espuma depende directamente de los gastos de inyección de N2 y lodo; si tenemos una buena calidad en superficie, aseguramos el acarreo efectivo de los recortes en el resto

del pozo y así minimizamos la densidad equivalente de circulación y de igual manera evitamos tener complicaciones debido a pérdidas de fluido.

En la estadística siguiente, se puede observar la cantidad de tiempo perdido por problemas en la perforación, incluyendo problemas de pérdidas de circulación y problemas operacionales del pozo Cougar 1001.

ATR	Horas	Porcentaje
N	106.50	24.88 %
P	316.00	73.83 %
S	5.50	1.28 %
Suma:	428.00	
Porcentaje:		100.00 %

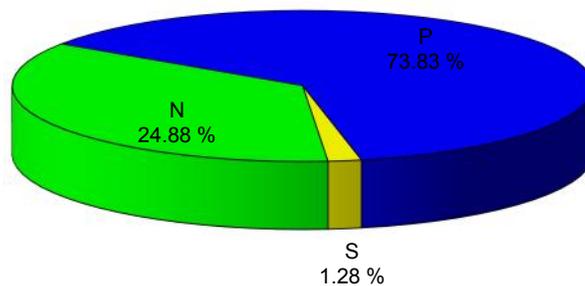


Figura 6.5 Gráfico de comparación de tiempos normales, problemas y esperas del pozo Cougar 1001.

COUGAR-1001-01-01

ATR	Gral	CVE Esp	Descripción	Horas
N	01	KX	PERFORA CON BNA O MOLINO	28.50
	01	HJ	INSTALA / PRUEBA. C S C.	19.50
	01	ON	REGISTROS	14.00
	01	SW	VIAJES	13.00
	01	TJ	METE BARRENA / MOLINO / ZAPATA	7.50
	01	DW	CORTA Y RECUPERA TRS.	5.50
	01	JL	METE TR.(COND, TR, LINER, STUB, COMPLTO)	4.50
	01	RN	PLATICAS DE SEGURIDAD	3.00
	01	CC	CEMENTA TR(COND,TR,LINER,STUB,COMPLTO)	2.50
	01	BB	ARMA /DESARMA SARTA	2.00
	01	CG	CIRCULA	2.00
	01	NI	REBAJA CEMENTO Y ACCESORIOS	2.00
	01	MH	PRUEBA INTEGRIDAD DE "TR"	1.00
	01	GX	INST. /RECUPERA BUJE DE DESGASTE	0.50
	01	KK	OBSERVA POZO	0.50
	01	MZ	PRUEBA DE FORMACION (DST)	0.50
N			Suma:	106.50

P	01	KS	PERFORA CON BNA O MOLINO	140.00
	01	CL	CIRCULA CONTROLANDO PERDIDA	128.00
	01	DS	CONTROLA POZO	13.50
	01	HJ	INSTALA / PRUEBA. C S C.	9.50
	01	SW	VIAJES	20.00
	01	BB	ARMA /DESARMA SARTA	2.50
	01	CG	CIRCULA	1.50
	01	ON	REGISTROS	1.00
P			Suma:	316.00

S	01	PQ	REPARA EQUIPO	4.50
	01	PB	REPARA BOMBA DE LODOS (P/HIDRAULICA)	1.00
S			Suma:	5.50

			Suma:	428.00
--	--	--	-------	--------

Tabla 6.3 Distribución de tiempos en el pozo Cougar 1001

6.2.1 Estado Mecánico

Tabla 6.4 Estado Mecánico del Pozo

REVESTIDOR/ LINER	PROFUNDIDAD (MD)
Revestidor 10 3/4", J-55, 45.5 lbs/pie, STC	0 – 1563
Revestidor 7 5/8", N 80, 33 lbs/pie, BCN	0 – 3560
Liner 5", N 80, 18 lbs/pie, BCN	3545 – 3749
Agujero Descubierta 6 1/8"	3749 - 3974

Estado Mecánico Pozo Cougar 1001:

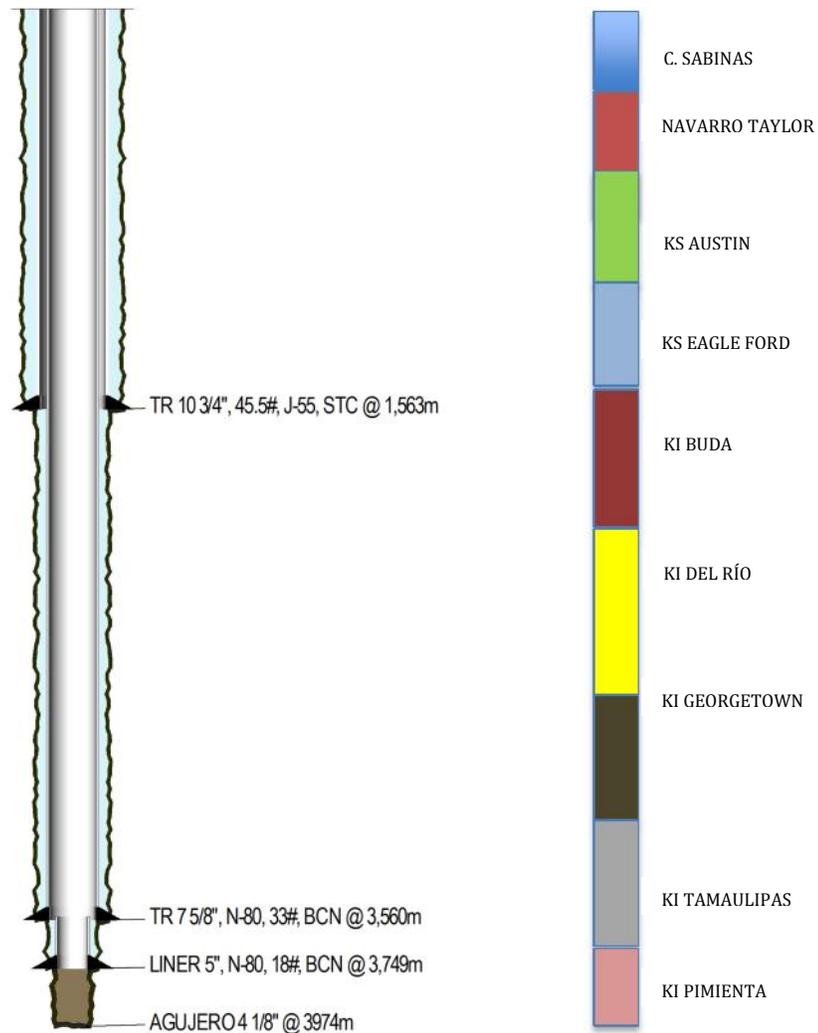


Figura 6.6 Estado mecánico del Pozo Cougar 1001

6.2.2 Sarta Utilizada

Tabla 6.5 Datos de sarta utilizada

Longitud	Acumul.		Conexión	OD in	ID in	lb/ft	S.R.	
hasta superf.			3-1/2" T.P.13.30# - E - Premium	TOP Box 3-1/2 IF * BTM Pin 3-1/2 IF	3.351	2.763	13.30	1.62
300.00 m	398.95 m		2-7/8" T.P.10.40# - G105 - Premium	TOP Box 3-1/2 IF * BTM Pin 3-1/2 XH	2.730	2.151	10.40	2.38
0.60 m	98.95 m		Xover - OD 3.12"	TOP Box 3-1/2 XH * BTM Pin 3-1/2 XH	3.125	1.250	21.97	1.00
81.00 m	98.35 m		3-1/8" Lastrabarrena	TOP Box 3-1/2 XH * BTM Pin 3-1/2 IF	3.125	1.250	21.97	1.00
0.55 m	17.35 m		Xover - OD 3.12"	TOP Box * BTM Pin 3-1/2 IF	3.125	1.250	21.97	1.39
1.80 m	16.80 m		3-1/2" Estabilizador - Aleta 4.125"	TOP Box 3-1/2 IF * BTM Pin 3-1/2 IF	3.500	1.500	26.70	1.39
3.00 m	15.00 m		3-1/8" Lastrabarrena	TOP Box 3-1/2 IF * BTM Pin 3-1/2 IF	3.125	1.250	21.97	1.39
1.80 m	12.00 m		3-1/2" Estabilizador - Aleta 4.125"	TOP Box 3-1/2 IF * BTM Pin 3-1/2 IF	3.500	1.500	26.70	1.39
9.00 m	10.20 m		3-1/8" Lastrabarrena	TOP Box 3-1/2 IF * BTM Pin 3-1/2 REG	3.125	1.250	21.97	1.33
1.00 m	1.20 m		Portabarrena - OD 3.13"	TOP Box 3-1/2 REG * BTM Box 3-1/2 REG	3.128	2.250	5.00	
0.20 m			Barrena Triconica 4.125 in	TOP Pin 2-3/8 REG	Pozo: Cund30AREE Sarta de Perforación: sarta 4 1/8			

6.2.3 Fluido de Perforación

El programa de lodos contempla la utilización de un lodo emulsión inversa relajado de 0.90 g/cm^3 como fluido base para perforar la sección de 4 1/8" entre las profundidades de 3749 y 3974 md, para conseguir con el uso de nitrógeno una DEC de 0.28 a 0.30 g/cm^3 .

6.2.4 Limpieza de Agujero

Existen diferentes maneras de verificar una adecuada limpieza del agujero durante las operaciones de perforación con flujo controlado. Un método consiste en asegurar la limpieza mediante el control de las velocidades del fluido (2 fases). Resultados experimentales, han demostrado que una velocidad mínima del líquido en secciones verticales ($<45^\circ$) entre 120 – 150 ft/min, debe ser mantenida para garantizar una adecuada limpieza. En secciones horizontales ($>45^\circ$), las velocidades mínimas del líquido requeridas para garantizar una adecuada limpieza, están entre 150 – 180 ft/min.

Cuando el fluido de perforación a utilizar es una espuma, el indicador que garantiza una adecuada limpieza está relacionado a la calidad de la espuma, la cual debe mantenerse entre 0.65 – 0.97 %.

Otro método para garantizar la limpieza del agujero está basado en determinar una rata de transporte de cortes (CTR), la cual está gobernada por la relación de velocidades de la mezcla y los cortes (slip). Pruebas experimentales recomiendan un CTR > 0.55 para secciones verticales y un CTR > 0.90 para secciones horizontales, para garantizar una adecuada limpieza.

a) Sección 6 1/8" (Intervalo 3749 – 3974 m).

La presente tabla refleja la simulación que se realizó usando fluido de control de emulsión inversa de 0.90 g/cm^3 y nitrógeno de membrana; con gastos de 60 y 65 gpm de fluido y 35 y 45 m^3/min de nitrógeno. Aplicando una contra-presión en superficie de 50 psi. Esta simulación arroja una densidades equivalentes de circulación (DEC) entre 0.29 y 0.25 g/cm^3 , siendo la más óptima para este trabajo las condiciones de 65 gpm de lodo y 40 de N2 arrojando una DEC de 0.28 g/cm^3 esto tomando en cuenta una presión de 1550 psi de fondo de la cual está 300 psi por encima de la presión de fondo estimada por el cliente. Con las condiciones elegidas, se observa un buen comportamiento de flujo de retorno con velocidades anulares aceptables, lo que garantiza una buena limpieza del pozo, disminuyendo la posibilidad de un atrapamiento.

6.3 Resultados de la Simulación

Se realizaron las corridas necesarias para el modelo de optimización, los resultados fueron los siguientes:

6.3.1 Algoritmo Politope

Los puntos importantes para definir su convergencia para este método fueron definir la longitud de paso para la manipulación de las variables y la tolerancia para determinar el proceso de optimización, las cuales quedaron de la siguiente manera:

- La longitud del paso considerado para cada una de las tres variables fue de 0.05.
- Tolerancia de 1×10^3 para su aplicación de acuerdo a los dos criterios de convergencia dadas por las ecuaciones correspondientes.

6.3.2 Algoritmo Genético

Debido a la variedad de métodos para calcular a los elementos que conforman a los algoritmos genéticos y a sus operadores, se realizaron corridas probando a cada uno de estos métodos, quedando conformado el algoritmo genético para la optimización del sistema de producción de la siguiente manera:

El algoritmo genético se realizó con codificación real, con poblaciones que pueden ir desde 1 hasta 200 individuos, teniendo como función objetivo la calidad de la espuma, contrapresión de estrangulador y reologías de fluido espumado. Los elementos restantes y operadores genéticos se indican a continuación:

a) Función Desempeño

Se determinó el método no lineal de desempeño ya que éste no castiga a las peores soluciones como el método lineal, lo cual implica que el desempeño del tipo no lineal contribuye a mantener una población de soluciones más diversa.

b) Método de selección

Para evitar errores de selección sistemática, la mejor manera de realizar esta tarea es la de forma aleatoria que corresponda con el desempeño de cada solución, por lo cual para este desarrollo se utilizó el muestreo aleatorio universal que asegura una tolerancia nula y una dispersión mínima.

c) Operador de Cruzamiento (Recombinación)

De los dos tipos de operadores descritos se observó, que si la población era lo bastante dispersa en el espacio de soluciones, el cruzamiento sencillo daba buenos resultados, pero si no era el caso, el cruzamiento plano se comporta de manera más estable, por lo cual se implementó este último.

La probabilidad seleccionada para el cruzamiento fue de 80 %, constante en todo el desarrollo del algoritmo genético.

d) Operador de mutación

De entre las dos opciones para este operador (mutación aleatoria y ontogénica), la mutación aleatoria resultó ser la que proporcionó un comportamiento más estable para la solución del problema planteado. Se utilizó una probabilidad de mutación del 1 %.

e) Operador de Reinserción

Se probaron ambos tipos de reinserción, siendo la reinserción basada en el desempeño la que presentó mejores resultados, respecto a la reinserción de selección uniforme.

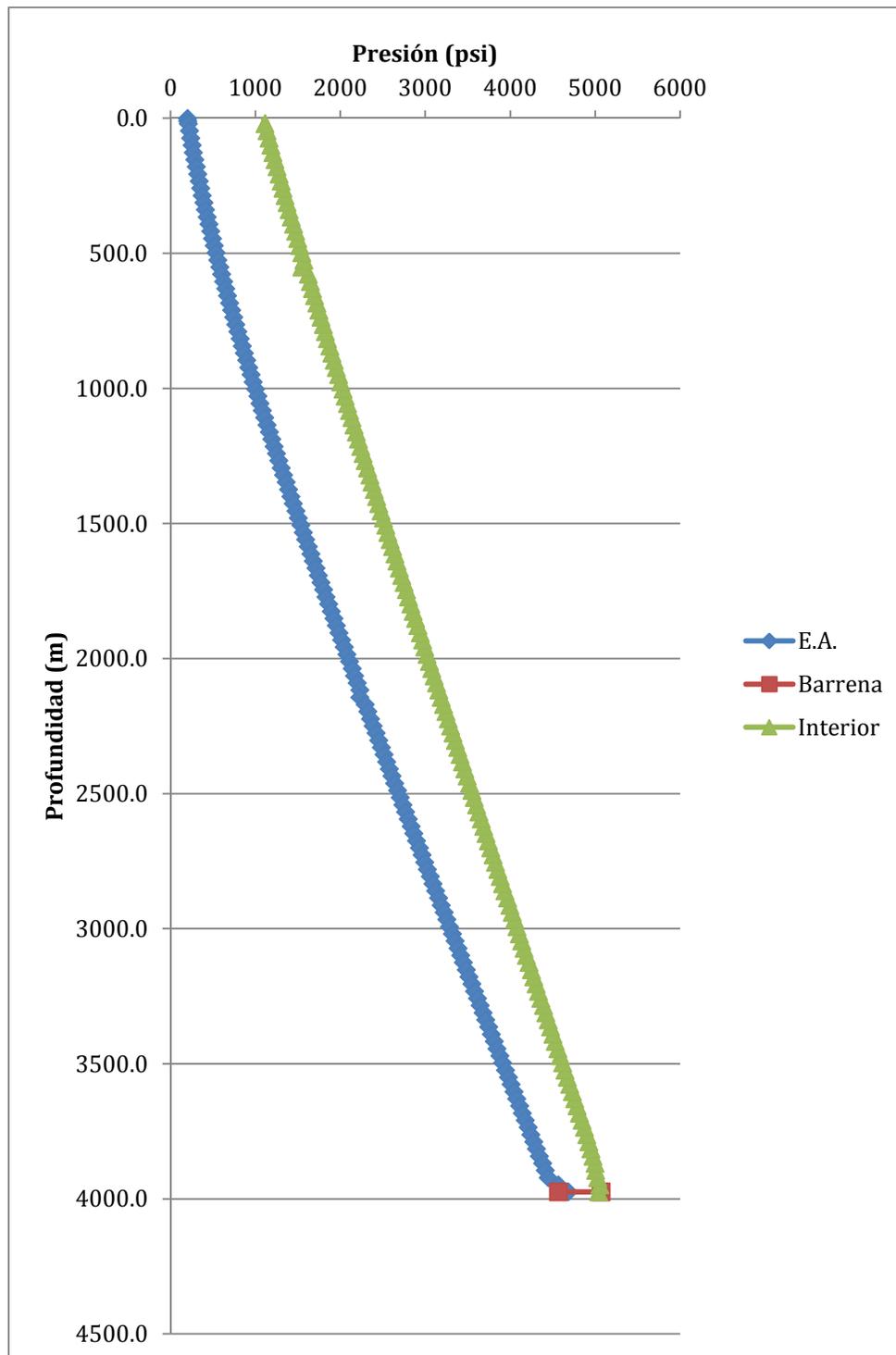


Figura 6.7 Caídas de presión sin optimizar

Para la obtención del modelo matemático que predice el comportamiento de un sistema de perforación bajo balance, en este trabajo se modificó el modelo de pozo desarrollado por Kuru, incorporando las mejoras en cuanto a

optimización y con lo correspondiente a reologías de fluido espumado, además de hacerlo más robusto para evitar cálculos incompletos en el proceso de optimización.

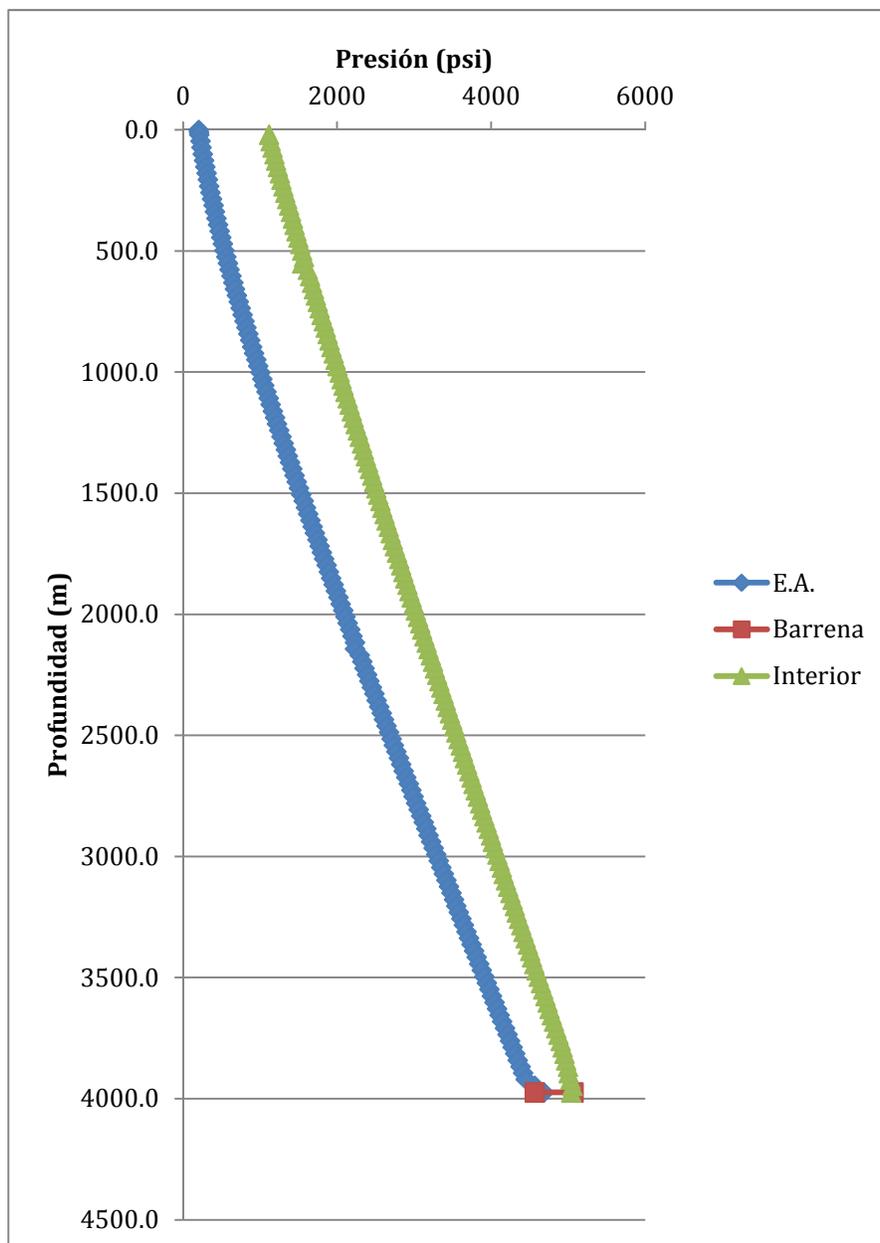


Figura 6.8 Caídas de presión optimizadas

Con la optimización de las condiciones de Gastos de inyección de gas a 21.5 m³ /min y líquido a 200 gpm de lodo, además de una calidad de 97 % en la superficie, se logra una disminución en la presión de fondo de 250 psi, que en

condiciones críticas podría ser importante para evitar pérdidas de circulación, de igual manera se incrementaron las velocidades anulares y la limpieza del agujero, manteniendo una contrapresión en ambos casos de 200 psi.

Tabla 6.6 Comparativo de resultados entre el caso real y el caso optimizado

Casos	Gasto de inyección de Lodo (GPM)	Gasto de inyección de Gas (M³/min)	Presión de Fondo Fluyendo (PSI)	Velocidad de la mezcla (m/min)	Densidad de la mezcla (gr/cc)	Viscosidad de la mezcla (cp)
Original	150	16	5639	68.99	0.34	37.7
Optimizado	200	21.5	5402	92.26	0.32	31

Como se puede observar en la tabla 6.1 al cambiar los gastos de inyección de lodo y gas de 150 a 200 GPM y de 16 a 21.5 m³/min respectivamente mejorando la calidad de la espuma de 95 % a 97 % se ve una mejoría en la presión de fondo fluyendo, disminuyendo 200 psi, cabe aclarar que la contra presión se mantuvo en 200 psi, de igual manera se ven las mejorías en las velocidades anulares, densidad de mezcla y la viscosidad.

Dentro del proceso de optimización con el algoritmo genético se buscó llegar a la optimización del sistema de producción con el menor número de individuos y generaciones, para minimizar en lo posible el requerimiento de cálculos del sistema de perforación. Lo anterior obedece principalmente a que para calcular las caídas de presión en tuberías con el modelo descrito en este trabajo.

Respecto los resultados con el algoritmo Politope, se encontró que con algunos juegos de variables a optimizar no se alcanzó la convergencia del método, lo cual se debió a dos razones: a que el algoritmo empieza a oscilar para atrás y adelante entre los mismos puntos, reflejando de un lado a otro el Politope y a que el mejor punto permaneció sin cambios para muchas iteraciones. Ambos problemas de convergencia se corrigieron reiniciando el cálculo del algoritmo modificando ligeramente el juego de valores iniciales estimados de las variables a optimizar.

Para este algoritmo se requiere tener la habilidad de ir visualizando la tendencia de comportamiento de cada variable que se está optimizando, para definir el siguiente juego de valores iniciales estimados que tiendan a encontrar el máximo general, lo cual puede ser una desventaja de este método.

La optimización con el algoritmo genético se llevó a cabo con una población de 50 individuos y 50 generaciones con buenos resultados. En la tabla 6.6 se observan

estos resultados La mayor diferencia de los resultados encontrada fue del 6 % con respecto al mayor.

De los resultados de la optimización mostrados en la tabla 6.6 y gráficas 6.7 y 6.8 para la optimización del sistema de perforación con fluido espumado donde se manipularon las 4 variables, se observaron resultados satisfactorios de optimización con el algoritmo genético, no así con el politope donde se tuvo problemas de convergencia en algunas de las variables.

La figura 6.9 muestra los resultados obtenidos de la comparación de la simulación con algoritmo genético y los resultados de la simulación del pozo Cougar 1001 sin optimizar, como podemos ver, la concentración de recortes disminuye a lo largo del pozo, esto es debido a que la calidad de la espuma aumento de 95 % a 97 %, disminuyendo la presión de fondo del agujero y mejorando la limpieza del mismo. Los cambios en la calidad de la espuma reflejan la mejoría de limpieza a lo largo del pozo.

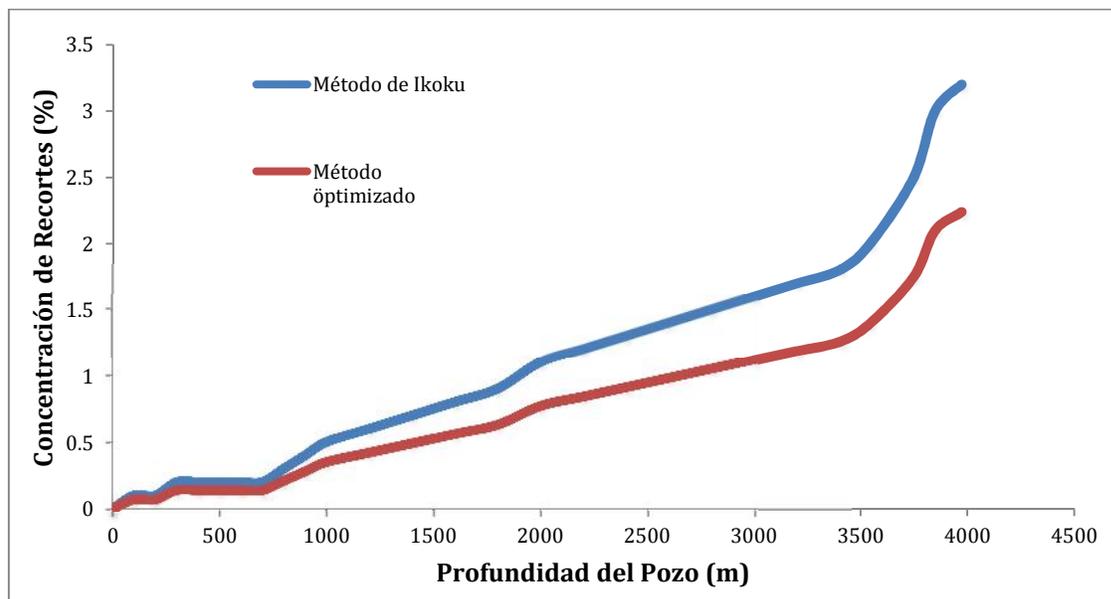


Figura 6.9 Distribución de recortes a lo largo del pozo

En la figura 6.10 observamos la comparación de la velocidad de asentamiento contra la velocidad anular, con estos resultados validamos que se tiene una buena limpieza de recortes a lo largo de todo el espacio anular, lo que nos da la ventaja de tener una menor presión de fondo debido a la menor carga de recortes y a la eficiencia de la calidad de espuma y además nos permite poder manejar mayores ritmos de penetración, lo que disminuye el tiempo de perforación.

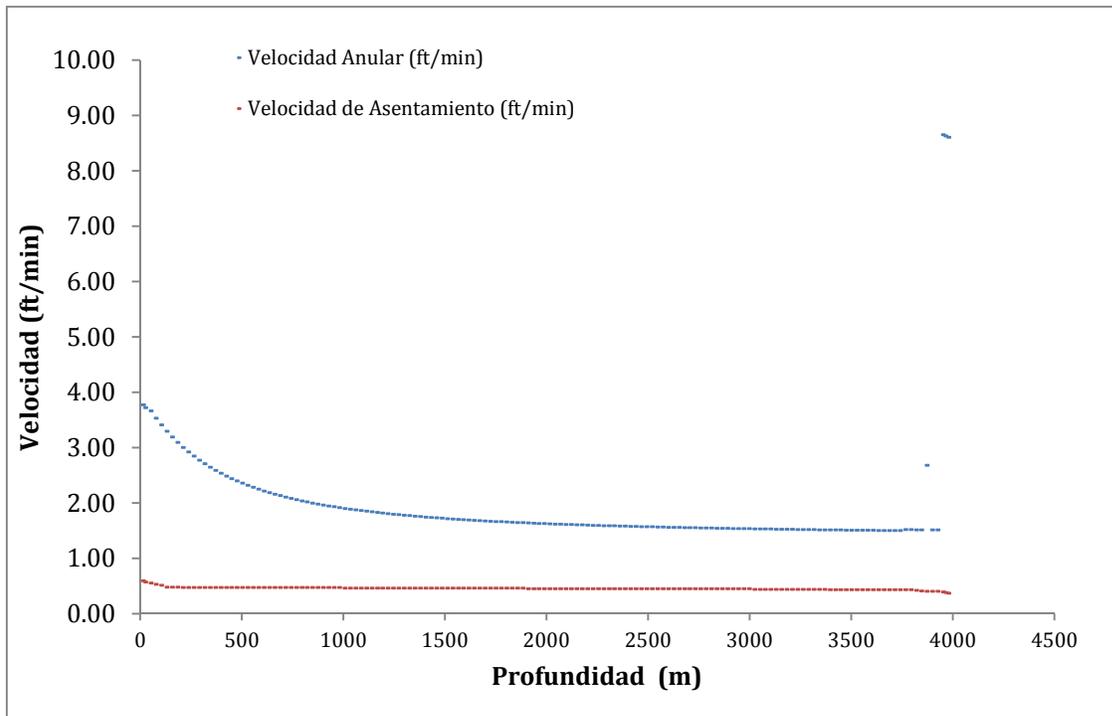


Figura 6.10 Análisis de velocidad anular vs. Velocidad de asentamiento de recortes

CAPÍTULO 7

Conclusiones y Recomendaciones

El estudio de simulación se realizó aplicando el método de optimización de operaciones obteniendo una mayor eficiencia en el transporte de recortes con espuma en pozos verticales. El modelo optimizado es aplicable en campo, fue validado con el caso del Pozo Cougar 1001 del Activo Integral Burgos Los siguientes puntos resumen el estudio:

El modelo para el transporte de recortes con espuma en pozos verticales se desarrolló y fue calibrado a través de los resultados de la investigación de Y. Li & E. Kuru (2008). Las predicciones de la presión de fondo fluyendo validaron la utilización del simulador, de igual manera se comparó con los datos reales del Pozo Cougar 1001 con buenos resultados.

La ventaja del modelo sobre los demás, es principalmente que éste es más exacto en el cálculo de las variables que involucran la perforación con fluido espumado, ya que considera la utilización de métodos de optimización, en este caso politope y genético, esto nos da un cálculo más exacto del valor óptimo que se desea encontrar.

Los resultados obtenidos con el algoritmo politope no son tan confiables debido que al realizar la simulación algunas variables nunca convergieron o simplemente los valores no variaron durante las iteraciones, se realizó una simulación con el algoritmo genético teniendo una convergencia de las cuatro variables. Por tal motivo se tomó solamente la simulación con algoritmo genético para el caso de estudio.

De los resultados obtenidos con la aplicación de los modelos de optimización, se concluye lo siguiente:

La concentración de recortes a lo largo del pozo es relacionada a la hidráulica eficiente durante la perforación, durante la perforación con espuma es necesario mantener una calidad óptima que nos permita este acarreo eficiente, la optimización de operaciones nos permite de una manera rápida, lograr encontrar un valor adecuado a cada variable involucrada en el proceso de perforación con espuma.

Al lograr optimizar las condiciones de operación durante la perforación con espuma, logramos mantener una presión de fondo del agujero baja, lo que hace más eficiente la perforación, debido a que incrementamos los ritmos de

penetración y el acarreo de recortes a superficie, evitamos pérdidas de lodo y daño a la formación, lo que se traduce en menos gastos.

El Influjo de agua de yacimiento decrece la calidad de la espuma, por ende, incrementa la presión de fondo del pozo. El efecto del influjo de agua es más marcado a altos gastos de inyección de gas (i.e. altas calidades de espuma).

Las medidas grandes de recortes llevan a una alta concentración de recortes. Recortes con formas irregulares (i.e. esfericidad baja) llevan a acumulación baja de recortes.

Para la calidad de espuma óptima especificada en lo alto del anular, se requiere contra presión óptima conforme la profundidad de la perforación incrementa. La contra presión óptima incrementa linealmente con el incremento de para profundidad del pozo.

La medida del agujero tiene un efecto significativo en la velocidad de la espuma óptima. El efecto de la medida del agujero, como sea, muestra una tendencia dependiente en el ritmo de penetración y en el diámetro hidráulico. Cuando el ritmo de penetración es bajo (i.e. < 3 m/hr), la velocidad óptima de la espuma decrece continuamente tanto como el diámetro hidráulico incrementa. Para altos ritmos de penetración, sin embargo, se requieren altos valores óptimos de velocidad de espuma cuando el diámetro hidráulico incrementa.

Si el ritmo de penetración es bajo, este efecto sobre la presión de fondo es insignificante. Si el ritmo de penetración es alto, sin embargo, la eficiencia del transporte de recortes se vuelve un factor de control en un diámetro de pozo pequeño, y los ritmos de penetración afectan significativamente la hidráulica de agujero en el fondo.

La profundidad del pozo tiene el efecto más significativo en la presión de fondo del agujero, mientras que la medida del agujero tiene el segundo efecto más significativo. Por lo tanto, para un pozo con una profundidad vertical verdadera, la optimización de la medida del pozo se convierte en la prueba más significativa a ser cubierta cuando se está diseñando el programa hidráulico para perforar con espuma.

Finalmente, para diámetros de pozo grandes, los gastos óptimos de gas y líquido pueden ser tan altos como el gasto de flujo mínimo requerido para el transporte efectivo de recortes. Aunque la optimización hidráulica puede ser obtenida usando estos gastos altos de inyección, las razones económicas del pozo pueden imponer un límite en los gastos de flujo volumétrico de líquido.

CAPÍTULO 8

Bibliografía

1. Sanghani, V. and Ikoku, C.U.: "Rheology of Foam and Its Implication in Drilling and Cleanout Operations," *J. Energy Res. Tech.* (September 1983) **105**, 362–371.
2. Lage, A.C.V.M. *et al.*: "Recent Case Histories of Foam Drilling In Brazil," paper SPE 36098 presented at the 1996 SPE Latin America/ Caribbean Petroleum Engineering Conference, Port-of-Spain, Trinidad, 23–26 April.
3. Meng, Y.F. *et al.*: "Horizontal Drilling Technology with Cycling Using of Inert Foam," paper SPE 37078 presented at the 1996 SPE International Conference on Horizontal Well Technology, Calgary, 18–20 November.
4. Kitsios, E., Rovig J., and Reynolds, E.: "Underbalanced Drilling Through Oil Production Zones with Stable Foam In Oman," paper IADC/SPE 27525 presented at the 1994 IADC/SPE Drilling Conference, Dallas, 15–18 February.
4. Rojas, Y. *et al.*: "Field Application of Near-Balance Drilling Using Aqueous Foams In Western Venezuela," paper IADC/SPE 74449 presented at the 2002 IADC/SPE Drilling Conference, Dallas, 26–28 February.
5. Hall, D.L. and Roberts, R.D.: "Offshore Drilling with Preformed Stable Foam," paper SPE 12794 presented at the 1984 SPE California Regional Meeting, Long Beach, California, 11–13 April.
6. Eckel, J.R.: "Microbit Studies of the Effect of Fluid Properties and Hydraulics on Drilling Rate," *JPT* (April 1967) 541.
7. Eckel, J.R.: "How Mud and Hydraulics Affects Drill Rate," *Oil and Gas J.* (June 1968) **66**, 69–73.
8. Sutko, A.A.: "Drilling Hydraulics—A Study of Chip Removal Force Under a Full-Size Jet Bit," *SPEJ* (August 1973) 233.
9. Cholet, H.J. and Abdullah, H.F.: "Improved Hydraulics for Rock Bits with Extended Slant Nozzle," paper SPE 16701 presented at the 1987 SPE Annual Technical Conference and Exhibition, Dallas, 27–30 September.

10. Kendall, W.A. and Goins, W.C.: "Design and Operation of a Jet Bit Program for Maximum Hydraulic Horse, Impact Force or Jet Velocity," *JPT* (October 1960); *Trans.*, AIME (1960) **219**, 238.
11. Miska, S. and Skalle, P.: "Theoretical Description of a New Method of Optimal Program Design," *SPEJ* (August 1981) 425.
12. Bourgoyne, A.T. Jr. and Young, F.S. Jr.: "A Multiple Regression Approach to Optimal Drilling and Abnormal Pressure Detection," *SPEJ* (August 1974) 371.
13. Bourgoyne, A.T. Jr. *et al.*: *Applied Drilling Engineering*, SPE Textbook Series, second edition, Richardson, Texas (1992) **2**, 128–130 and 156–160.
14. Swanson, B.W., Thorogood, J.R., and Gardner, A.: "The Design and Field Implementation of Drilling Hydraulics Application for Drilling Optimization," paper SPE 27548 presented at the 1994 SPE European Petroleum Computer Conference, Aberdeen, 15–17 March.
15. Gavignet, A.A. and Wick, C.J.: "Computer Processing Improves Hydraulic Optimization with New Methods," *SPEDE* (December 1987) 309.
16. Wright, J. *et al.*: "An Economic Appraisal of Hole Cleaning Using Hydraulic Horsepower and Jet Impact Force," paper SPE 83496 presented at the 2003 SPE Western Regional Meeting/AAPG Pacific Section Joint Meeting, Long Beach, California, 19–24 May.
17. Fullerton, H.B.: *Constant Energy System for Well Programming*, Smith Tool, Irvine, California (August 1973).
18. James, H.A.: "How to Relate Bit Weight and Rotary Speed to Bit Hydraulic Horsepower," Reprinted from *Drilling-DCW* (May 1975) **36**, 198–210.
19. Randall, B.V.: "Optimum Hydraulics in the Oil Patch," *Pet. Eng. Intl.* (September 1975) **48**, 36.
20. Sample, K.J. and Bourgoyne, A.T.: "An Experimental Evaluation of Correlations Used for Predicting Cutting Slip Velocity," paper SPE 6645 presented at the 1977 SPE Annual Technical Conference and Exhibition, Denver, 9–12 October.

21. Sample, K.J. and Bourgoyne, A.T.: "Development of Improved Laboratory and Field Procedures for Determining Carrying Capacity of Drilling Fluids," paper SPE 7497 presented at the 1978 SPE Annual Technical Conference and Exhibition, Houston, 1–3 October.
22. Luo, Y., Bern, P.A., and Chambers, B.D.: "Flow-Rate Predictions for Cleaning Deviated Wells," paper IADC/SPE 23884 presented at the 1992 IADC/SPE Drilling Conference, New Orleans, 18–21 February.
23. Luo, Y. *et al.*: "Simple Charts to Determine Hole Cleaning Requirements in Deviated Wells," paper IADC/SPE 27486 presented at the 1994 IADC/SPE Drilling Conference, Dallas, 15–18 February.
24. Li, Y. and Kuru, E.: "Numerical Modeling of Cutting Transport with Foam in Vertical Wells," paper presented at the 2003 Canadian Intl. Petroleum Conference, Calgary, 10–12 June.
25. Bird, R.B., Stewart, W.E., and Lightfoot, E.N.: *Transport Phenomena*, John Wiley and Sons, New York City (1960) 188.
26. Fredrickson, A.G. and Bird, R.B.: "Non-Newtonian Flow in Annuli," *Ind. and Eng. Chemistry* (1958) **50**, No. 3, 347–352.
27. Fredrickson, A.G. and Bird, R.B.: "Friction Factors for Axial Non-Newtonian Annular Flow," *Ind. and Eng. Chemistry* (1958) **50**, No. 10, 1599–1600.
28. Okpobiri, G.A. and Ikoku, C.U.: "Volumetric Requirements for Foam and Mist Drilling Operations," *SPEDE* (February 1986) 71.
29. Lord, D.L.: "Analysis of Dynamic and Static Foam Behavior," *JPT* (January 1981) 39.
30. Krug, J.A. and Mitchell, B.J.: "Charts Help Find Volume, Pressure Needed for Foam Drilling," *Oil and Gas J.* (February 1972) 61–64.
31. Guo, B., Miska, S., and Hareland, G.: "A Simple Approach to Determination of Bottom Hole Pressure in Directional Foam Drilling," ASME

Drilling Technology Petroleum Div. (1995) **65**, 329–338.

32.Li, Y.: “Numerical Modeling of Cuttings Transport with Foam in Vertical and Horizontal Wells,” PhD thesis, U. of Alberta (August 2004).

Apéndice A

Derivación del Modelo de Transporte de Recortes – Espuma para Pozos Verticales

En este estudio, la aproximación Euleriana es usada para derivar las ecuaciones de estado para el flujo de espuma – recortes. La aproximación Euleriana trata la nube de partículas sólidas (recortes de perforación) como el segundo fluido que se comporta como un medio continuo (Crowe, 1998). La espuma es reológicamente caracterizada como un fluido de ley de potencia.

Definiciones Básicas

La densidad de bulto de la fase dispersa es definida como la relación de la masa de la fase dispersa a el volumen total de la mezcla:

$$\bar{\rho}_s = \lim_{v \rightarrow \Delta v_o} \frac{\Delta M_s}{\Delta V} \quad (\text{A-1})$$

La densidad de bulto es relacionada a la densidad actual de la fase dispersa como:

$$\bar{\rho}_s = C_s * \rho_s \quad (\text{A-2})$$

La concentración (fracción de volumen) de la fase sólida (Recortes de perforación) es

definida como:

$$C_s = \lim_{V \rightarrow V_o} v_o \frac{V_s}{V} \quad (\text{A-3})$$

Donde V_o es el volumen límite que asegura un estado promedio, en el cual el promedio deberá permanecer descargado si el volumen ligeramente. Equivalente, la concentración (fracción volumen) de la fase continua (espuma) es definida como:

$$C_f = \lim_{V \rightarrow V_o} v_o \frac{V_f}{V} \quad (\text{A-4})$$

La suma de las concentraciones debe ser igual a la unidad:

$$C_s + C_f = 1 \quad (\text{A-5})$$

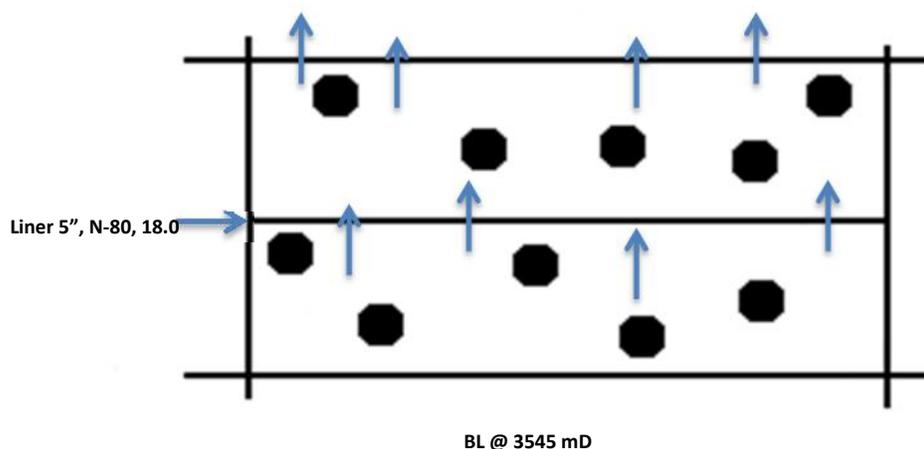


Figura A – 1: Velocidades de partícula a través de una superficie de volumen de control

La velocidad de la partícula local a través de una superficie A en un volumen de control (Figura A-1) puede ser representada por cualquiera de las dos velocidades definidas:

Volumen promedio de la velocidad de las partículas, $u_s \rangle_A$:

$$u_s \rangle_A = \frac{\sum_k u_{sk}}{N} \quad (\text{A-6})$$

Donde N es el número de partículas en un volumen promedio V_A .

La masa promedio de la velocidad de las partículas, \tilde{u}_{sA} :

$$\tilde{u}_{sA} = \frac{\sum_k m_{sk} u_{sk}}{\sum_k m_{sk}} = \frac{\sum_k m_{sk} u_{sk}}{V_A C_s \rho_s} \quad (\text{A-7})$$

Donde m_k es la masa de la partícula K en un volumen promedio.

A partir de lo anterior, tenemos:

$$V_A C_s \rho_s \tilde{u}_{sA} = \sum_k m_{sk} u_{sk} = \sum_k V_A (C_s \rho_s u_s)_k, \quad i.e.$$

$$V_A C_s \rho_s \tilde{u}_{sA} = \sum_k (C_s \rho_s u_s)_k \quad (\text{A-8})$$

si las partículas tienen medidas uniformes, \tilde{u}_s será igual a $u_s \rangle$.

Gastos de flujo másico de sólidos y espuma pueden ser escritos en términos de concentración y velocidad másica promedio:

$$\dot{m}_s = A \sum_k (C_s \rho_s u_s)_k = A C_s \rho_s \tilde{u}_s \quad (\text{A-9})$$

$$\dot{m}_f = A C_f \rho_f u_f \quad (\text{A-10})$$

Ecuaciones de Continuidad

Las ecuaciones de continuidad son derivadas basados en la ley de conservación de masa, la cual establece que la suma del ritmo de la acumulación en el volumen de control y el ritmo de flujo de masa de salida a través del volumen de control es igual al flujo másico generado en el volumen de control.

Ecuación de Continuidad de la Fase Dispersa (recortes)

Para el caso de la perforación, las partículas sólidas con la densidad de ρ_s fluyendo hacia arriba con fluido en el volumen de control como muestra la figura A-2. El volumen de control es tomado a partir del anular del pozo con una longitud arbitraria de x y área de sección transversal de área A_{an} . La masa total de las partículas sólidas en el volumen de control a través de la superficie 1 durante el intervalo de tiempo Δt es:

$$M_{sl} = \dot{m}_{s1} * t = (A_{an} C_s \rho_s \tilde{u}_s)_1 * t \quad (\text{A-11})$$

La masa total de las partículas sólidas fluyendo afuera del volumen de control a través de la superficie durante el intervalo de tiempo t son:

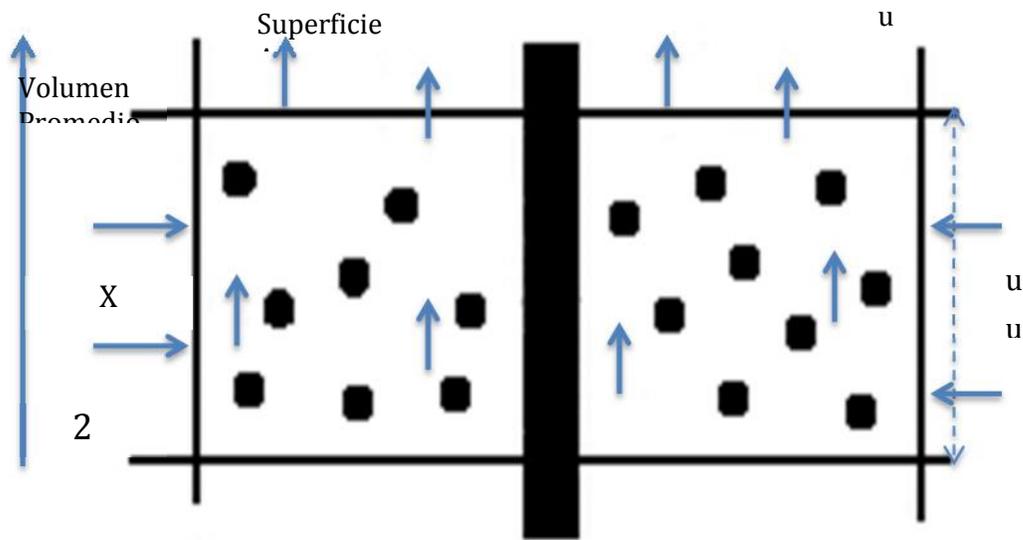


Figura A-2: Volumen de control de flujo de recortes en pozo vertical

$$M_{s1} = \dot{m}_{s2} * t = (A_{an} C_s \rho_s \tilde{u}_s)_2 * t \quad (A-12)$$

Acumulación de masa en el volumen de control durante t es:

$$M_{sac} = \frac{\partial M_s}{\partial t} * \Delta t = \frac{\partial (V_{an} C_s \rho_s)}{\partial t} * t = A_{an} \Delta x \frac{\partial (C_s \rho_s)}{\partial t} * t \quad (A-13)$$

Partiendo de que los recortes de perforación generados son cero a lo largo del pozo, la ecuación de continuidad de la fase de partícula dispersa es:

$$M_{s2} - M_{s1} + M_{sac} = 0 \quad (A-14)$$

$$(A_{an} C_s \rho_s \tilde{u}_s)_2 * t - (A_{an} C_s \rho_s \tilde{u}_s)_1 * t + A_{an} \Delta x \frac{\partial (C_s \rho_s)}{\partial t} * t = 0 \quad (A-15)$$

Los dos lados son divididos por $(A_{an}\Delta x\Delta t)$, y tomando el límite con respecto a x , la ecuación cambia a:

$$\frac{\partial (C_s\rho_s\tilde{u}_s)}{\partial x} + \frac{\partial (C_s\rho_s)}{\partial t} = 0 \quad (\text{A-16})$$

Para el modelo de perforación con espuma 1D, una velocidad uniforme de recortes a través de la superficie de control es asumido, la ecuación de continuidad final es:

$$\frac{\partial (C_s\rho_s u_s)}{\partial x} + \frac{\partial (C_s\rho_s)}{\partial t} = 0 \quad (\text{A-17})$$

Ecuación de Continuidad para la Fase Continua

El principio de la derivación de la ecuación de continuidad para la fase espuma es similar a la de la fase dispersa excepto por que la masa del influjo de fluido a partir del yacimiento ha sido incorporada dentro de la fuente de la ecuación de conservación de la masa:

$$M_{f2} - M_{f1} + M_{fac} = M_{re} \quad (\text{A-18})$$

La masa de espuma entrando a la superficie de control, dejando la superficie de control, acumulándose y generándose en el volumen de control durante el tiempo Δt son:

$$M_{f1} = \dot{m}_{f1} * t = (A_{an}C_f\rho_f u_f)_1 * \Delta t \quad (\text{A-19})$$

$$M_{f2} = \dot{m}_{f1} * \Delta t = (A_{an}C_f\rho_f u_f)_2 * \Delta t \quad (\text{A-20})$$

$$M_{fac} = \frac{\partial M_f}{\partial t} * \Delta t = \frac{\partial (A_{an}C_f\rho_f)}{\partial t} * \Delta t = A_{an}\Delta x \frac{\partial (C_f\rho_f)}{\partial t} * \Delta t \quad (\text{A-21})$$

$$M_{re} = \dot{m}_{re} * t = (\rho_o q_{re,o} + \rho_w q_{re,w} + \rho_g q_{re,g}) * \Delta t \quad (A-22)$$

Entonces, la ecuación de continuidad de la fase espuma es obtenida como sigue:

$$\begin{aligned} (A_{an} C_f \rho_f u_f)_2 * \Delta t - (A_{an} C_f \rho_f u_f)_1 * \Delta t + A_{an} \Delta x \frac{\partial(C_f \rho_f)}{\partial t} * t = \\ (\rho_o q_{re,o} + \rho_w q_{re,w} + \rho_g q_{re,g}) * \Delta t \end{aligned} \quad (A-23)$$

Luego los dos lados de la ecuación son divididos por $A_{an} \Delta x t$, y se toma el límite con respecto a Δx obteniendo la ecuación diferencial de continuidad:

$$\frac{\partial(C_f \rho_f u_f)}{\partial x} + \frac{\partial(C_f \rho_f)}{\partial t} = \frac{\rho_o q_{re,o} + \rho_w q_{re,w} + \rho_g q_{re,g}}{V_{an}} \quad (A-24)$$

El término fuente en la ecuación A-24 puede ser representado por S_f , la cual es definida como el cambio de gasto másico por unidad de volumen de control:

$$S_f = \frac{\rho_o q_{re,o} + \rho_w q_{re,w} + \rho_g q_{re,g}}{V_{an} * \Delta x} \quad (A-25)$$

Entonces, la ecuación A-24 es simplificada a la ecuación A-26:

$$\frac{\partial}{\partial t}(C_f \rho_f) + \frac{\partial}{\partial x}(C_f \rho_f u_f) = S_f \quad (A-26)$$

Ecuaciones de Momento

Momento

El momento es el producto de una masa y la velocidad de la masa. De acuerdo con la Segunda Ley de Newton, el ritmo del cambio de momento de un sistema de masa con el tiempo es igual al total de fuerzas externas actuando sobre el sistema. La fórmula general en dirección “x” es:

$$\frac{\partial(M*u)}{\partial t} = F_x \quad (A-27)$$

Esta fórmula puede ser aplicada a él volumen de control como se muestra en la figura A-2 durante un intervalo de tiempo t :

$$(Mu) = \Delta t * \sum F_x \quad (A-28)$$

En la ecuación A-28, el total del cambio de momento del sistema es igual a la suma del influjo de momento neto desde el volumen de control y la acumulación de momento en el volumen de control:

$$(Mu) = (Mu)_2 - (Mu)_1 + (Mu)_{ac} \quad (A-29)$$

Ecuación de Momento de la Fase Dispersa (Recortes)

La ecuación de momento para la nube de partículas puede ser obtenida por la sumatoria de las ecuaciones de momento para todas las partículas en el volumen de control. Durante el tiempo t , el momento total entrando y saliendo de la superficie de control es:

$$(M_s u_s)_1 = (\dot{m}_s u_2)_1 * t = (V_{an} \sum_k (C_s \rho_s u_s^2)_k)_1 * t \quad (A-30)$$

$$(M_s u_s)_2 = (\dot{m}_s u_s)_2 * t = (V_{an} \sum_k (C_s \rho_s u_s^2)_k)_2 * t \quad (A-31)$$

La acumulación de momento en el volumen de control durante Δt es:

$$(M_s u_s)_{ac} = \sum_k (\dot{m}_{sk} u_{sk})_{ac} = \frac{\delta \sum_k (\dot{m}_{sk} u_{sk})}{\delta t} * \Delta t = \frac{\delta \sum_k V_{an} (C_s \rho_s u_s)_k}{\delta t} * \Delta t \quad (A-32)$$

De acuerdo a la definición de la velocidad promedio de la masa, la ecuación A-32 puede ser simplificada como:

$$(M_s u_s)_{ac} = A_{an} \Delta x \frac{\delta (C_s \rho_s \bar{u}_s)}{\delta t} * \Delta t \quad (A-33)$$

Las fuerzas sobre todas las partículas en el volumen de control incluyendo fuerza de presión, fuerza de arrastre, gravedad y friccional de la fase dispersa son tomadas en cuenta en la derivación.

Debido a la dificultad de calcular la fuerza de la presión sobre la partícula, usamos las propiedades de bulto de todas las partículas. El volumen de todas las partículas en el sistema de control es:

$$V_s = C_s A_{an} \Delta x \quad (A-34)$$

La fuerza de presión sobre todas las partículas a lo largo de la dirección X son:

$$F_{ps} = (C_s A_{an})(p_1 - p_2) = -C_s A_{an} \Delta p \quad (A-35)$$

La fuerza de gravedad sobre todas las partículas es:

$$F_{Gs} = -(C_s A_{an}) * \rho_s g \Delta x \quad (\text{A-36})$$

Además, un término de fricción efectiva es introducido a cuenta para el efecto de la fricción de sólidos:

$$F_{Fs} = -\frac{1}{2} C_s f_s u_s^2 S_{an} \Delta x \quad (\text{A-37})$$

Donde S_{an} es el perímetro mojado del anular perforado, y f_p es el factor de fricción de los sólidos. El factor de fricción de los sólidos fue dado por la siguiente (Capes y Nakamura, 1973):

$$f_s = \frac{0.0515}{u_s^{1.22}} \quad (\text{A-38})$$

La fuerza de arrastre, la cual es dependiente de la velocidad de la partícula es inclusive considerada. Basados en la definición de coeficiente de arrastre, la fuerza de arrastre sobre la partícula es:

$$F_{Dsk} = \frac{1}{2} \rho_f C_D A_{sk} |u_f - u_{sk}| (u_f - u_{sk}) \quad (\text{A-39})$$

$$\text{Donde } A_{sk} = \frac{\pi d_{sk}^2}{4}$$

La fuerza de arrastre total actuando sobre todas las partículas es:

$$F_{Dsk} = \frac{1}{2} \rho_f C_D \sum_k |u_f - u_{sk}| (u_f - u_{sk}) A_{sk} \quad (\text{A-40})$$

Por igualación el cambio total de momento es la suma de las fuerzas externas sobre todas las partículas en el volumen de control, la ecuación de momento general de la fase dispersa es obtenida como sigue:

$$\begin{aligned} & (V_{an} \sum_k (C_s \rho_s u_s^2)_k)_2 * \Delta t - (V_{an} \sum_k (C_s \rho_s u_s^2)_k)_1 * \Delta t + A_{an} \Delta x \frac{\partial (C_s \rho_s \tilde{u}_s)}{\partial t} * \Delta t = \\ & \left[-C_s A_{an} \Delta p - C_s A_{an} \rho_s g \Delta x - \frac{1}{2} C_s f_s \rho_s u_s^2 S_{an} \Delta x + \frac{1}{2} \rho_f C_D \sum_k |u_f - u_{sk}| (u_f - \right. \\ & \left. u_{sk}) A_{sk} \right] * \Delta t \end{aligned} \quad (\text{A-41})$$

Dividiendo ambos lados la ecuación A-41 por $A_{an} \Delta x \Delta t$, y tomando el limite con respecto a Δx , la forma diferencial de la ecuación de momento para la fase sólida es obtenida como sigue:

$$\begin{aligned} \frac{\partial (C_s \rho_s \tilde{u}_s)}{\partial t} + \frac{\partial (\sum_k (C_s \rho_s u_s^2)_k)}{\partial x} = & -C_s \frac{\partial p}{\partial x} - C_s \rho_s g - \frac{1}{2} C_s f_s \rho_s u_s^2 \frac{S_{an}}{A_{an}} + \frac{1}{2 V_{an}} \rho_f C_D \sum_k |u_f - \\ & u_{sk}| (u_f - u_{sk}) A_{sk} \end{aligned} \quad (\text{A-42})$$

Si se asume que las partículas sólidas tienen medidas uniformes, y tiene velocidades similares a través de la superficie de control, la ecuación de momento se simplifica a:

$$\begin{aligned} \frac{\partial (C_s \rho_s \tilde{u}_s)}{\partial t} + \frac{\partial (C_s \rho_s u_s^2)}{\partial x} \\ = -C_s \frac{\partial p}{\partial x} - C_s \rho_s g - \frac{1}{2} C_s f_s \rho_s u_s^2 \frac{S_{an}}{A_{an}} + \frac{N_s}{2 V_{an}} \rho_f C_D |u_f - u_s| (u_f - u_s) A_s \end{aligned} \quad (\text{A-43})$$

Donde N_s , es el número de partículas en el volumen de control, y puede ser calculado por:

$$N_s = \frac{C_s V_{an}}{\frac{1}{6} \pi d_s^3} \quad (\text{A-44})$$

Sustituyendo la ecuación A-44 en A-43 se obtiene la ecuación de momento final:

$$\begin{aligned} \frac{\partial(C_s \rho_s \tilde{u}_s)}{\partial t} + \frac{\partial(C_s \rho_s u_s^2)}{\partial x} \\ = -C_s \frac{\partial p}{\partial x} - C_s \rho_s g - \frac{1}{2} C_s f_s \rho_s u_s^2 \frac{S_{an}}{A_{an}} + \frac{3C_s}{4d_s} \rho_f C_D |u_f - u_s| (u_f - u_s) A_s \end{aligned} \quad (\text{A-45})$$

Ecuación de Momento de la Fase Continua (Espuma)

Durante un tiempo t , el momento de la espuma entrante a la superficie de control es:

$$(M_f u_f)_1 = (A_{an} C_f \rho_f u_f^2)_1 * \Delta t \quad (\text{A-46})$$

El momento que sale de la superficie de control es:

$$(M_f u_f)_2 = (A_{an} C_f \rho_f u_f^2)_2 * \Delta t \quad (\text{A-47})$$

La acumulación del momento de la espuma en el volumen de control durante t es:

$$(M_f u_f)_{ac} = A_{an} \frac{\partial(C_f \rho_f u_f)}{\partial t} * \Delta t \quad (\text{A-48})$$

Fuerza de presión, fuerza gravitacional, fuerza de arrastre y fuerza fraccional de espuma son tomadas en cuenta en el modelo. La fuerza de presión actuando en el fluido es:

$$F_{pf}(C_f A_{an})(p_1 - p_2) = -C_f A_{an} \Delta p \quad (\text{A-49})$$

La fuerza de gravedad es:

$$F_{Gf} = -(C_f A_{an}) * \rho_f g \Delta x \quad (\text{A-50})$$

La fuerza fraccional es:

$$F_{Ff} = -\frac{1}{2} C_f f_f u_f^2 S_{an} \Delta x \quad (\text{A-51})$$

Asumiendo todos los movimientos de los elementos de la fase dispersa a la misma velocidad, y las partículas teniendo medidas uniformes, la fuerza de arrastre en la espuma debido a las partículas es:

$$F_{Df} = -\frac{N_s}{2} \rho_f C_D |u_f - u_{sk}| (u_f - u_{sk}) A_{sk} = -V_{an} \frac{3C_s}{4d_s} \rho_f C_D |u_f - u_s| (u_f - u_s) \quad (\text{A-52})$$

De acuerdo a la segunda Ley de Newton del movimiento, el tiempo del ritmo de cambio del momento es igual al total de fuerzas externas actuando en el fluido:

$$(M_f u_f)_{ac} + (A_{an} C_f \rho_f u_f^2)_2 * \Delta t - (A_{an} C_f \rho_f u_f^2)_1 * \Delta t = (F_{pf} + F_{Gf} + F_{Ff} + F_{Df}) * \Delta t$$

(A-53)

Substituyendo de las ecuaciones A-46 a A-50 en la ecuación A-53, y tomando ambos lados de la ecuación A-53 dividiéndola por $A_{an}\Delta x\Delta t$, tomando límite con respecto a x , la forma diferencial de la ecuación de momento de la fase continua se obtiene:

$$\frac{\partial(c_f\rho_f u_f)}{\partial t} + \frac{\partial(c_f\rho_f u_f^2)}{\partial x} = -C_f \frac{\partial p}{\partial x} - C_f \rho_f g - \frac{1}{2} C_f f_f \rho_f u_f^2 \frac{S_{an}}{A_{an}} + \frac{3C_s}{4d_s} \rho_f C_D |u_f - u_s| (u_f - u_s)$$

(A-54)

Apéndice B

Ecuaciones Geométricas

Son tres diferentes configuraciones de agujero basadas en la posición relativa de la tubería de perforación y la inter fase cama de recortes – espuma, como se muestra en la Figura B-1.

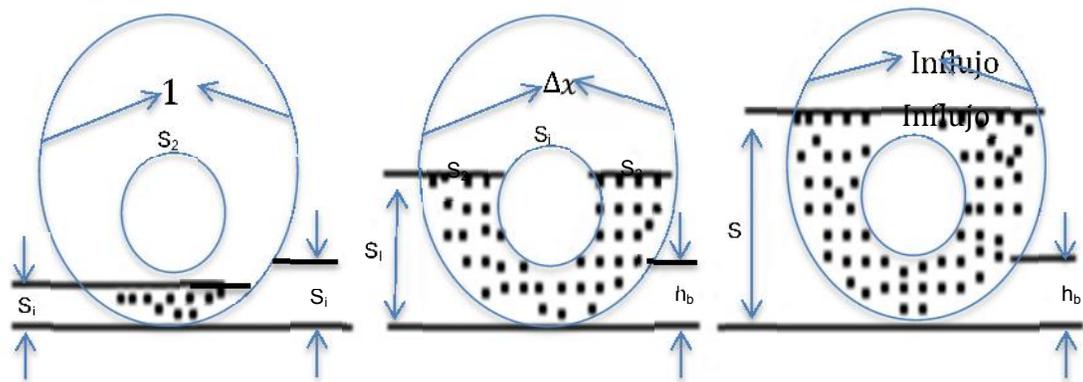


Figura B-1: Configuraciones de agujero

La excentricidad del interior de la tubería se define como:

$$\lambda = \frac{2e}{D_o - D_i} \quad (B-1)$$

Donde D_o , es el diámetro del agujero, y D_i , son diámetros interiores, e es el offset entre centros.

La distancia entre los fondos de exterior e interior de la tubería son calculados:

$$x = \frac{(1-\lambda)(D_o - D_i)}{2} \quad (\text{B-2})$$

Para calcular el área de sección transversal que incluye la cama de sedimentos sólidos, es conveniente primero definir una función auxiliar:

$$f(D, h) = \frac{D^2}{4} \left[\arccos\left(1 - \frac{2h}{D}\right) - 2\left(1 - \frac{2h}{D}\right) \sqrt{\frac{h}{D}\left(1 - \frac{h}{D}\right)} \right] \quad (\text{B-3})$$

EL diámetro hidráulico, D_H , se define como:

$$D_H = \frac{4A_o}{S_1 + S_2 + S_i} \quad (\text{B-4})$$

Donde A_o es el área de flujo abierta arriba de la cama de sólidos, S_1 es el perímetro húmedo de la tubería interna, S_2 es el perímetro húmedo de la tubería externa, y S_i es la longitud de la inter fase de cama sólidos – líquida.

Las ecuaciones geométricas diferenciales se obtienen para tres diferentes configuraciones de agujero (Figura B-1):

(1) si $h_b \leq x$

$$A_o = A_{an} - f(D_o, h_b) \quad (\text{B-5})$$

$$s_i = 2\sqrt{h_b(D_o - h_b)} \quad (\text{B-6})$$

$$s_i = \pi D_i \quad (\text{B-7})$$

Donde A_{an} es el área de sección transversal de un anular, y h_b es la altura de la cama de sólidos.

(2) Si $x \leq h_b \leq x + D_i$

$$A_o = A_{an} - f(D_o, h_b) - f(D_i, h_b - x) \quad (\text{B-8})$$

$$s_i = 2\sqrt{h_b(D_o - h_b)} - 2\sqrt{(h_b - x)(D_i - h_b + x)} \quad (\text{B-9})$$

$$s_i = D_i \left(\pi - \arccos \left(1 - \frac{2(h_b - x)}{D_i} \right) \right) \quad (\text{B-10})$$

(3) Si $x + D_i \leq h_b \leq D_o$

$$A_o = A_{an} - \left(f(D_o, h_b) - \frac{\pi D_i^2}{4} \right) \quad (\text{B-11})$$

$$s_i = 2\sqrt{h_b(D_o - h_b)} \quad (\text{B-12})$$

$$s_i = 0 \quad (\text{B-13})$$

Para todas estas configuraciones, tenemos:

$$s_2 = D_o \left(\pi - \arccos \left(1 - \frac{2h_b}{D_o} \right) \right) \quad (\text{B-14})$$

Apéndice C

Derivación de la Ecuación de Concentración de Sólidos

La concentración volumétrica (fracción de volumen) fue definida en la ecuación C-1, (Crowe, 1998):

$$C_s = \lim_{\Delta V \rightarrow \Delta V_o} \frac{\Delta V_s}{\Delta V} \quad (C-1)$$

Donde V_o es el volumen limite que permite un promedio estacionario.

La definición de la concentración de la partícula de Crowe es inclusive aplicable para flujo de fluidos sólidos. Realísticamente, como quiera, necesitamos especificar un volumen de control, V , y calcular el promedio de concentración de sólidos en el volumen evitando tomar del límite en la ecuación C-1.

El volumen de control se toma como un cilindro con área de sección transversal, A , y altura L , (figura C-1(A)). Esto representa un flujo local hacia un dominio multi dimensional o sección de un flujo de tubo. El volumen de control que contiene la mezcla de sólidos y fluido en la figura C-1 (A) puede inclusive representarse como la única en la figura C-1 (B) con el volumen total de sólidos, V_s , y con el volumen de fluido, V_f , separados.

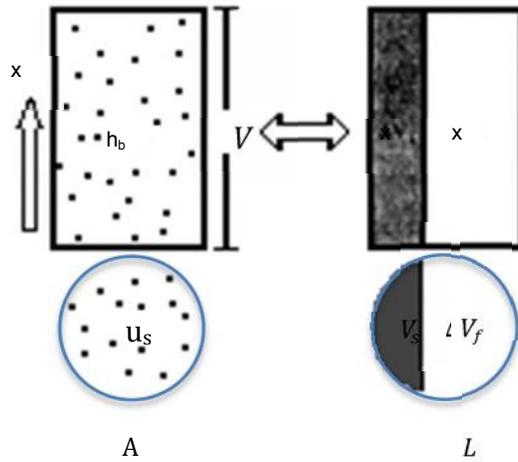


Figura C-1 Concentración de sólidos en un volumen de control cilíndrico.

Para usar la definición dada por la ecuación C-1, la concentración de sólidos en el volumen de control puede ser escrito como sigue:

$$C_s = \frac{\Delta V_s}{\Delta V} \quad (C-2)$$

La ecuación C-2 puede ser usada para determinar el promedio de concentración de sólidos en una cierta sección de tubería. La precisión del valor de concentración de sólidos obtenido por el uso de la ecuación C-2 depende en el incremento de la altura en la sección de prueba. La altura corta L es, el resultado más preciso que puede ser.

Si t es el tiempo necesario para que los sólidos viajen (con velocidad, u_s) a través del volumen de control, uno puede escribir el volumen de control y longitud

en términos de gasto volumétrico de sólidos, velocidad de sólidos y el tiempo como sigue:

$$V_S = q_S \Delta t \quad (C-3)$$

$$L = u_S \Delta t \quad (C-4)$$

Sustituyendo las ecuaciones C-3 y C-4 en la ecuación C-2:

$$C_S = \frac{q_S}{A \cdot u_S} \quad (C-5)$$

En una operación de perforación, si el área de sección transversal de un agujero, A_h , es perforada a un ritmo específico de ROP m/hr, entonces, el gasto volumétrico de sólidos es dado por la siguiente:

$$q_S = \frac{R \cdot A_h}{3600} \quad (C-6)$$

Donde el área de sección transversal del agujero es definida como sigue:

$$A_h = \pi D_h^2 / 4 \quad (C-7)$$

Los recortes perforados son transportados a través del área anular, A_{an} , entre la tubería de perforación y la pared del agujero. El área de sección transversal del agujero puede ser expresada en términos de diámetro de agujero, D_h , y diámetro de tubería de perforación, D_{dp} como sigue:

$$A_{an} = \pi(D_h^2 - D_{dp}^2) / 4 \quad (C-8)$$

Por combinación de ecuaciones C-2 a C-8, una relación para la concentración de recortes en términos del ROP y geometría del agujero se obtiene (Ecuación C-9):

$$C_S = \frac{R \cdot D_h^2}{3600 \cdot u_S (D_h^2 - D_{dp}^2)} \quad (C-9)$$

La velocidad de transporte de recortes, u_S , es precisamente determinada usando

el modelo mecanístico de flujo de recortes espuma del apéndice A. La u_s puede ser expresada como la diferencia entre la velocidad del fluido de perforación, u_f , y la velocidad de asentamiento del fluido y solidos, V_s .

$$u_s = u_f - V_s \quad (C-10)$$

Así, al final, la forma de la ecuación de concentración de solidos es dada en términos de ROP y velocidad de fluido como sigue:

$$C_s = \frac{R * D_h^2}{3600 * (u_f - V_s) (D_h^2 - D_{dp}^2)} \quad (C-11)$$