

# LA TÉCNICA DE LA CIRCULACION INVERSA DE LEVANTAMIENTO POR AIRE EN LA PERFORACION DE POZOS. FUNDAMENTOS Y ASPECTOS CUANTITATIVOS (\*)

Por JESUS L. PRESA SANTOS y ADOLFO ERASO ROMERO  
 Doctor Ingeniero de Caminos (A. T. K. Agromán)      Licenciado en Ciencias Químicas, A. D. Investigación y Métodos (Agromán)

*Esta es la continuación del trabajo cuya publicación iniciamos en el número anterior. En aquella primera parte se exponían las generalidades sobre el método de circulación inversa de levantamiento por aire, estudiando las hipótesis de partida, el empuje ascensional base del sistema y los parámetros que en él influyen.*

*En esta segunda parte se estudia la influencia de las pérdidas de carga, analizando la velocidad real del fluido en la tubería. A continuación se calcula la potencia requerida por los compresores, ofreciendo algunos ejemplos. Finalmente se abordan algunos aspectos reológicos del lodo a tener presentes para obtener un buen resultado, ofreciendo, por último, interesantes conclusiones para una aplicación más provechosa del método.*

## 4. La velocidad real del fluido en la tubería. Influencia de las pérdidas de carga.

Profundizando un poco más en la cuestión, podemos calcular la velocidad que tendrá el fluido de perforación, tanto en el espacio anular como en el interior de los tubos sin más que aplicar el conocido teorema de Bernouille.

Su forma general entre dos estados cuales quiera 1 y 2 es:

$$h_1 - h_2 + \frac{u_1^2 - u_2^2}{2g} + \frac{P_1 - P_2}{\gamma} \pm W - h_f = 0 \quad (4-1)$$

en los que cada uno de los términos corresponde:

$h_1 - h_2$  = CARGA POTENCIAL

$\frac{u_1^2 - u_2^2}{2g}$  = CARGA CINETICA

$\frac{P_1 - P_2}{\gamma}$  = CARGA EXTERIOR

$W$  = BOMBA EN EL SISTEMA

$h_f$  = CONJUNTO DE PERDIDAS DE CARGA POR FRICCION

Aplicándolo ahora el sistema de circulación inversa de levantamiento por aire (ver figura 1) en el que suponemos que las presiones a la entrada y salida del sistema son iguales a la atmosférica (lo que nos anula el término correspondiente a la carga exterior), y considerando que el empuje discutido en el apartado anterior supone la carga potencial que mueve el siste-

ma (pues no existe bombeo), homogeneizando la ecuación (4-1), de manera que cada término nos venga expresado en Kg./cm.<sup>2</sup>, toma la forma:

$$E + \frac{0,1 \cdot \gamma_1 \cdot u_e^2}{2g} - \frac{0,1 \cdot \gamma_2 \cdot u_i^2}{2g} - h_f = 0 \quad (4-2)$$

expresión en la que:

$u_e$  = Velocidad del fluido de perforación en el espacio anular en m./seg.

$u_i$  = Velocidad del fluido de perforación en el interior de los tubos en m./seg.

$g$  = Aceleración de la gravedad = 9,81 m./seg.<sup>2</sup>.

$h_f$  = Conjunto de pérdidas de carga en Kg./cm.<sup>2</sup>.

siendo conocidos los restantes términos  $E$ ,  $\gamma_1$  y  $\gamma_2$  por haber sido anteriormente utilizados.

Para resolver la ecuación (4-2), en la que son incógnitas  $u_i$ ,  $u_e$  y  $h_f$  necesitamos una ecuación que nos relacione  $u_e$  y  $u_i$  como es la de la constancia en la velocidad de transferencia de masa del sistema, que no es otra que:

$$A_e \cdot u_e \cdot \gamma_1 = A_i \cdot u_i \cdot \gamma_2 \quad (4-3)$$

en la que:

$A_e$  = Superficie del espacio anular en m.<sup>2</sup>.

$A_i$  = Superficie del interior de los tubos m.<sup>2</sup>.

y una tercera ecuación (por lo menos) que nos relacione las pérdidas de carga  $h_f$  con la velocidad de circulación  $u_i$  y  $u_e$ .

(\*) Se admiten comentarios sobre el presente artículo, que pueden remitirse a la Redacción de esta Revista, hasta el 3 de abril de 1971.

En realidad esta tercera ecuación no es una sino varias y su conjunto ha sido ya calculado por Bingham, sirviendo tanto para el agua como para el lodo, interviniendo en ellas además los parámetros reológicos de los fluidos de perforación.

Dichas ecuaciones en las que conservaremos la notación original son las siguientes, la primera:

$$P = \frac{L \cdot YP}{225 \cdot D} + \frac{PV \cdot L \cdot V}{1500 \cdot D^2} \quad (4-4)$$

sirve para calcular las pérdidas de carga en régimen laminar y en ella:

- $L$  = Longitud del conducto en pies.
- $D$  = Diámetro (o diferencia de diámetros en el caso del anular) en pulgadas.
- $YP$  = "Yield point" del fluido de perforación lb/100 ft.<sup>2</sup>.
- $PV$  = Viscosidad plástica del fluido en centipoises.
- $V$  = Velocidad del fluido en pies al segundo.

viniendo la pérdida de carga  $P$  expresada en PSI (libras/pulgadas cuadrada).

Recordemos que:

$$14,2 \text{ PSI} = 1 \text{ Kg./cm.}^2$$

la segunda que sirve para calcular las pérdidas de carga en régimen turbulento tiene la forma:

$$P = \frac{0,0096941 \cdot f \cdot L \cdot W \cdot V^2}{D} \quad (4-5)$$

en la que:

$W$  = Peso específico del fluido en libras/galón.

los demás términos son los de la ecuación (4-4), en las mismas unidades allí citadas y:

$f$  = Factor de fricción de Pigott.

que es preciso calcular.

Para ello basta conocer el número de Reynolds mediante la expresión:

$$R_e = \frac{2962,1 \cdot D \cdot W \cdot V}{PV} \quad (4-6)$$

en la que todos los términos y sus unidades son conocidos por las expresiones (4-4) y (4-5), salvo:

$R_e$  = número de Reynolds (adimensional)

#### CALCULO DEL FACTOR DE FRICCION DE PIGOTT EN FUNCION DEL NUMERO DE REYNOLDS

- (A) EN EL ESPACIO ANULAR
- (B) DENTRO DEL VARILLAJE

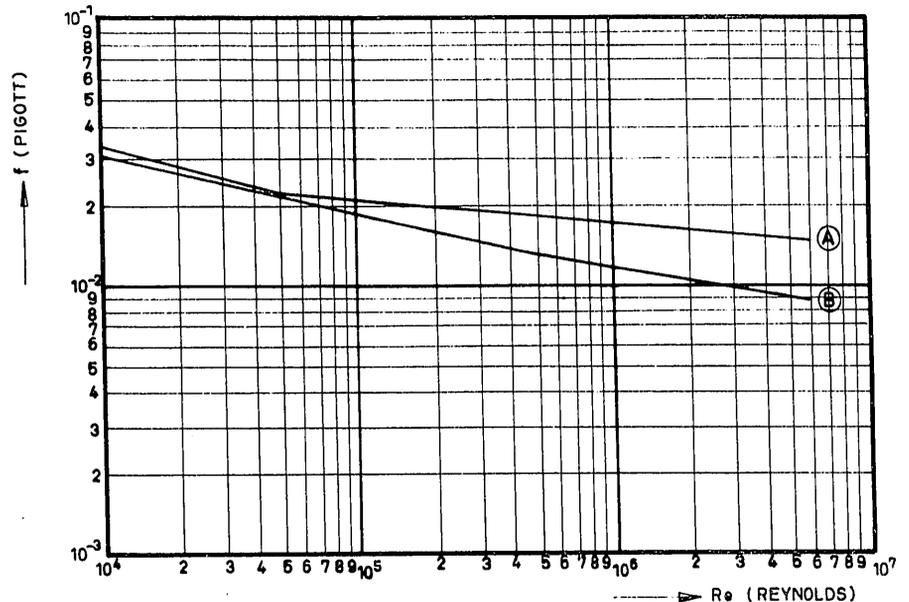


Figura 13.

cuyo valor entramos en la figura 13 para obtener directamente el valor del factor de fricción de Pigott que nos faltaba para resolver la ecuación (4-5).

El discriminante para determinar la ecuación que deberemos usar para el cálculo de las pérdidas de carga, nos lo da la expresión de la velocidad crítica  $V_c$ , por encima de la cual el régimen es turbulento y por debajo laminar.

Dicha expresión tiene la forma:

$$V_c = \frac{1,08 \cdot PV + 1,08 \sqrt{PV^2 + 12,3 \cdot W \cdot YP \cdot D^2}}{W \cdot D} \quad (4-7)$$

en la que todos los términos y sus unidades los hemos definido en las ecuaciones (4-4) y (4-5), viniendo dada  $V_c$  también en pies/seg.

El camino a seguir para resolver nuestro problema es doble:

1.º Por el método que denominaremos de *aproximación* mediante el que resolveremos independientemente las funciones:  $f(E, u)$  y  $f(h_f, u)$  de manera que al valor hallado de  $h_f$ , lo restemos de  $E$  entrando nuevamente en la función  $f(E, u)$  para obtener el valor de  $u$  buscado.

2.º Por el *método analítico*, en el que introduciremos las ecuaciones de Bingham en nuestra expresión de Bernouille (4-2) y la resolveremos encontrando la solución de la interesantísima función  $f(r, u)$ .

A) *Método de aproximación.*

Su primera fase consiste en resolver la función  $f(E, u)$  suponiendo inexistentes las pérdidas de carga  $h_f$ , es decir, como varía la velocidad del fluido de perforación, dentro de los tubos y en el espacio anular en función del valor del empuje.

Basta resolver el par de ecuaciones (ver 4-2 y 4-3):

$$\left. \begin{aligned} E + \frac{0,1 \cdot \gamma_1 \cdot u_e^2}{2g} - \frac{0,1 \cdot \gamma_2 \cdot u_i^2}{2g} &= 0 \\ A_e \cdot u_e \cdot \gamma_1 - A_i \cdot u_i \cdot \gamma_2 &= 0 \end{aligned} \right\}$$

de manera que para obtener la velocidad dentro de los tubos  $u_i$ , más interesante, puesto que está íntimamente relacionado con la extracción de detritus, despejaremos  $u_e$  en la segunda ecuación:

$$u_e = \frac{A_i}{A_e} \cdot \frac{\gamma_2}{\gamma_1} \cdot u_i$$

reemplazándolo en la primera, quedando:

$$E + \frac{0,1}{2g} \cdot \frac{A_i^2 \cdot \gamma_2^2}{A_e^2 \cdot \gamma_1} \cdot u_i^2 - \frac{0,1}{2g} \cdot \gamma_2 \cdot u_i^2 = 0$$

o lo que es lo mismo:

$$E + \frac{0,1 \cdot \gamma_2 \cdot u_i^2}{2g} \left( \frac{A_i^2 \cdot \gamma_2}{A_e^2 \cdot \gamma_1} - 1 \right) = 0 \quad (4-8)$$

Según las diferentes combinaciones clásicas de las máquinas existentes para perforación por circulación inversa de levantamiento por aire, el valor de la relación  $A_i/A_e$  es la siguiente:

TABLA 2

$\varnothing i$ VARILLAJE mm.	$\varnothing e$ POZO mm.	$A_i/A_e$
95	445	0,0476
120	600	0,0418
150	1 000	0,0232
200	1 500	0,0187
300	2 000	0,0223

De la misma manera el valor de  $\frac{\gamma_2}{\gamma_1}$ , tanto para el agua como para el lodo de  $\gamma_1 = 1,2$ , que en lo sucesivo denominaremos *lodo tipo* si suponemos, por ejemplo, un avance de perforación equivalente a:

$$\frac{V_a}{V_f} = 20\%$$

es, según la figura 5:

Para el agua:

$$\frac{\gamma_2}{\gamma_1} = \frac{1,024}{1,00} = 1,024$$

y para el lodo tipo:

$$\frac{\gamma_2}{\gamma_1} = \frac{1,22}{1,20} = 1,017$$

y si damos valores a la ecuación (4-8), vemos que puede convertirse en:

$$E - \frac{0,1 \cdot \gamma_2}{2g} u_i^2 = 0$$

dado que el valor  $\frac{A_i^2}{A_e^2}$  es despreciable.

En definitiva, llegamos a las siguientes expresiones:

Para el agua:

$$u_i = \sqrt{1,920 \cdot E} \quad (4-9)$$

y para el lodo tipo:

$$u_i = \sqrt{1,608 \cdot E} \quad (4-10)$$

bos por debajo de la válvula de inyección de aire.

e) A la circulación por el interior de los tubos desde la válvula de inyección de aire hasta la salida.

Mediante los ensayos realizados en el laboratorio con un viscosímetro rotacional FANN VG-35, los parámetros reológicos que intervie-

VELOCIDAD DE FLUJO PRODUCIDA POR UN EMPUJE DADO

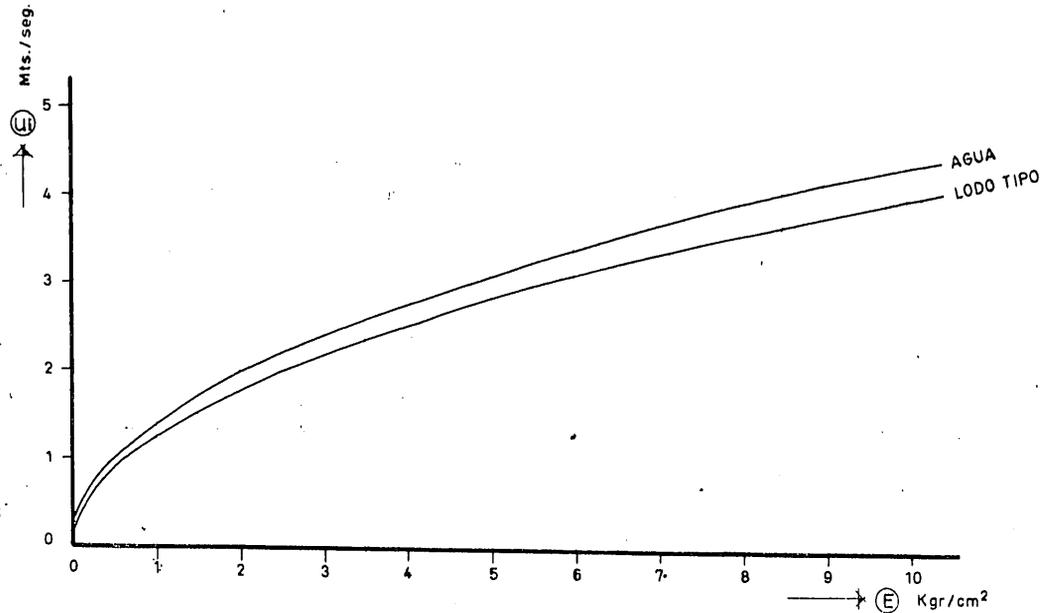


Figura 14.

que hemos representado gráficamente en la figura 14, suficientemente expresiva de por sí.

La segunda fase de este método consiste en resolver la función  $f(h_f, u)$ , es decir, de cómo varían las pérdidas de carga en función de la velocidad de flujo del fluido de perforación utilizado.

En realidad, la pérdida de carga  $h_f$  es la suma del conjunto de pérdidas de carga correspondientes:

- a) A la circulación en el espacio anular frente al varillaje.
- b) A la circulación en el espacio anular, frente a las barras de carga.
- c) A la circulación a través de la herramienta de corte.
- d) A la circulación por el interior de los tu-

nen en las ecuaciones de Bingham, dan para el agua y el lodo los siguiente valores medios:

AGUA	LODO
$YP = 0 \text{ lb./100 ft.}^2$	$YP = 18 \text{ lb./100 ft.}^2$
$PV = 1 \text{ cp.}$	$PV = 4 \text{ cp.}$

de manera que aplicando la ecuación (4-7) se ve fácilmente que el régimen será turbulento en el interior de los tubos y laminar en el espacio anular; por consiguiente, vamos a proceder a introducir dos hipótesis simplificativas:

1.<sup>a</sup> Las pérdidas de carga en el espacio anular las consideramos como correspondientes a la circulación frente al varillaje, gracias a la

pequeña longitud de las barras de carga frente a la profundidad del pozo, al gran tamaño de la herramienta de corte, y al pequeño valor que representan dichas pérdidas en su conjunto.

2.ª Las pérdidas de carga de la emulsión en el interior del varillaje (es decir, por encima de la válvula de inyección de aire) las consideramos idénticas a igualdad de longitud a las existentes también en el interior del varillaje para el fluido de perforación sin aire (es decir, por debajo de la válvula de inyección de aire). Para ello nos basamos en la circunstancia de que si bien la velocidad de la emulsión es mayor, también su peso específico es menor. La objeción de que aquí el término de la velocidad interviene en razón cuadrática y el peso específico en forma lineal, pues nos hallamos en régimen turbulento (ver la ecuación (4-5)), la rebatiremos basándonos en la experiencia del "mist drilling" (perforación en circulación directa con lodo aireado), que produce una menor pérdida de carga por unidad de longitud, que la perforación con lodo solo, para conseguir la misma adecuada limpieza del pozo con suficiente elevación de detritus.

Sabemos que la máxima limitación de cuanto hemos expuesto hasta aquí radica en la referida segunda hipótesis.

Sabemos también que la solución rigurosa radica en el planteamiento de la ecuación de continuidad para la emulsión; sin embargo, no se nos oculta que para resolver la ecuación diferencial resultante habríamos de introducir acotaciones que supondrían limitaciones tan importantes como la hipótesis que estamos enjuiciando, la que por otra parte nos ha brindado soluciones muy de acuerdo con la realidad.

Resumiendo, adoptamos para las pérdidas de carga la expresión:

$$h_f = h_{fi} + h_{fe}$$

siendo:

$h_{fi}$  = las del interior del varillaje (según hipótesis 2.ª).

$h_{fe}$  = las del espacio anular (según la hipótesis 1.ª).

por consiguiente: aplicando la ecuación (4-4) para resolver  $h_{fe}$ , y las (4-5) y (4-6) junto con la figura 13 para las  $h_{fi}$ , expresamos los resultados obtenidos para las diferentes combinaciones de varillaje y diámetro de pozo de las tablas 1 y 2,

de manera que en la figura 15 nos da la pérdida de carga  $h_{fi}$  referida a 100 metros de longitud de varillaje en función de los valores de velocidad  $u_i$ , tanto para el agua como para el lodo tipo, mientras que la figura 16 nos da la pérdida de carga  $h_{fe}$  (también referida a 100 metros) en función de su respectiva  $u_e$  sólo para el lodo tipo, ya que para el agua sus valores de alguna milésima de atmósfera son, a nuestro juicio, despreciables.

Vamos ahora a aplicar el método de aproximación a un ejemplo concreto, a base de utilizar las gráficas 14, 15 y 16, para comprender mejor su mecanismo.

Supongamos que estamos perforando un pozo de 1 000 mm. de diámetro por el sistema de circulación inversa con levantamiento por aire, con varillaje de 150 mm. de diámetro interior y utilizando agua como fluido de perforación ( $\gamma_1 = 1,0$ ). Si la profundidad del pozo es de 100 m. ( $h_2 + h_3$ ) la válvula de inyección de aire está inmediatamente sobre la herramienta de corte ( $h_2 = 100$  m.,  $h_3 = 0$ ), la manguera de salida está elevada 3 m. sobre el nivel del pozo en el espacio anular (que está lleno) y el detritus de la perforación no supone aumento aparente en el peso específico del agua; calcular la velocidad real del fluido en el interior de los tubos, si la relación  $r$  de caudales aire-agua es 1,4.

Primero calcularemos el empuje, cuya expresión adopta en este caso la forma:

$$E = 0,1 \cdot \gamma_1 \cdot (h_2 + h_3) - 0,1 \cdot \gamma_1 \cdot h_3 - \\ - 0,1 \cdot \gamma_{3m} \cdot (h_1 + h_2) \frac{\gamma_1}{1}$$

y dando valores:

$$E = 0,1 \cdot 1,0 \cdot 100 - 0,1 \cdot 1,0 \cdot 0 - 0,1 \cdot 0,55 \cdot 103 \cdot 1$$

resulta:

$$E = 10 - (0 + 5,665) = 4,335 \text{ Kg./cm.}^2$$

Después, con el valor del empuje calculado, entramos en la figura 14, encontrando una velocidad teórica en el interior de los tubos de:

$$u_i = 2,87 \text{ m./seg.}$$

A su vez, dicha velocidad supone una pérdida de carga en el interior de los tubos de (ver figura 15):

$$h_{fi} = 0,26 \text{ Kg./cm.}^2 (100 \text{ m.})$$

(suponemos despreciable  $h_{fe}$ ).

Este valor hay que restarlo de los empujes, resultando:

$$E = 4,335 - 0,26 = 4,075 \text{ Kg./cm.}^2$$

que a su vez supone una velocidad en el interior de los tubos (ver figura 14) en definitiva de:

$$u_i = 2,79 \text{ m./seg.}$$

que es el valor buscado.

Si queremos comprobar ahora el valor de  $u_e$ , no tenemos más que aplicar la ecuación (4-3), de la que resulta:

$$u_e = \frac{A_i}{A_e} \cdot \frac{\gamma_2}{\gamma_1} \cdot u_i$$

y dando valores en nuestro ejemplo ( $\gamma_2 = \gamma_1$ ), según la tabla 2, se nos convierte:

$$u_e = 0,0232 \cdot 1 \cdot 2,79 = 0,0647 \text{ m./seg.} = 6,47 \text{ cm./seg.}$$

que justifica el porqué hemos despreciado las pérdidas de carga en el espacio anular  $h_{fe}$ .

En realidad, este método sencillo en su fundamento, da valores ligeramente por exceso, razón por la cual nosotros preferimos el *método analítico* más riguroso, que pasamos a describir.

## B) Método analítico.

Consiste en esencia en introducir en la expresión de Bernouille (4-2), tanto las ecuaciones de Bingham (4-4) y (4-5), como la expresión del empuje utilizada en el apartado 3, pero con el valor de  $\gamma_{3m}$  definido en la ecuación (2-4).

Esto nos plantea una ecuación con tres variables dependientes,  $r$ ,  $u_i$  y  $u_e$ , de la que podemos eliminar una de las velocidades ( $u_e$ , por ejemplo) mediante la ecuación (4-3), para resolver gráficamente la función resultante  $f(r, u_i)$  sin más que dar valores a una de las variables.

Vayamos por partes: la expresión que define las pérdidas de carga es:

$$h_f = h_{fe} + h_{fi}$$

de manera que aplicando las ecuaciones de Bingham con el factor de corrección 14,2 para que vengan dadas en Kg./cm.<sup>2</sup> queda:

$$h_{fe} = \frac{1}{14,2} \left[ \frac{L \cdot VP}{225 \cdot D} + \frac{PV \cdot L \cdot u_e}{1500 \cdot D} \right]$$

y:

$$h_{fi} = \frac{1}{14,2} \left[ \frac{0,0096941 \cdot f \cdot L \cdot W \cdot u_i^3}{D} \right]$$

## PERDIDA DE CARGA EN EL INTERIOR DE LOS TUBOS EN FUNCION DE LA VELOCIDAD DE FLUJO

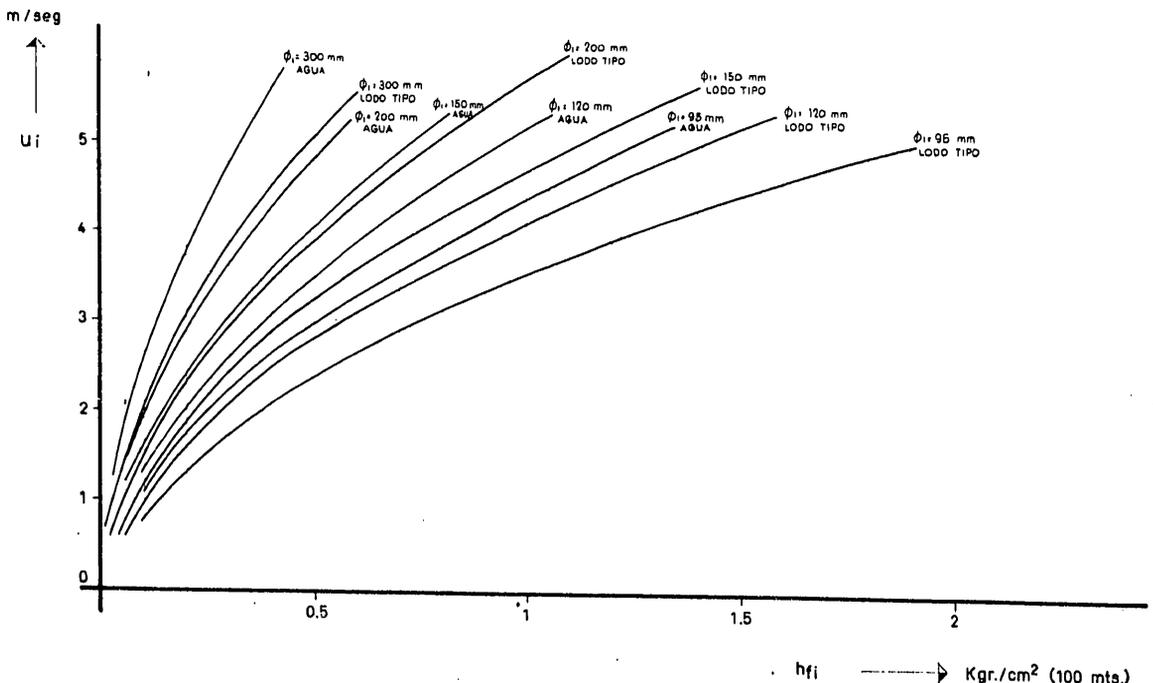


Figura 15.

PERDIDAS DE CARGA EN EL ESPACIO ANULAR EN FUNCION DE LA VELOCIDAD DE FLUJO

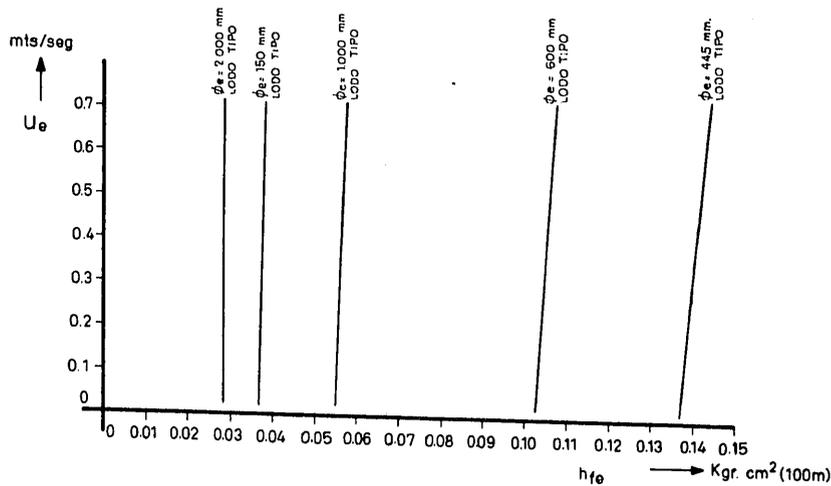


Figura 16.

en las que hemos reemplazado la velocidad  $V$  por la relativa en cada caso  $u_e$  y  $u_i$ , que no hay que olvidar conserva aquí las unidades dadas por Bingham.

Reuniendo en constantes los parámetros conocidos, podemos escribir:

$$h_{fe} = K_1 + K_2 \cdot u_e$$

y:

$$h_{fi} = K_3 \cdot u_i^2$$

de manera que:

$$K_1 = \frac{L \cdot Y P}{225 \cdot 14,2 \cdot D} \quad (4-11)$$

$$K_2 = \frac{P V \cdot L}{1500 \cdot 14,2 \cdot D^2} \quad (4-12)$$

y:

$$K_3 = \frac{0,0096941 \cdot f \cdot L \cdot W}{14,2 \cdot D} \quad (4-13)$$

quedando, pues:

$$h_f = K_1 + K_2 u_e + K_3 u_i^2 \quad (4-14)$$

Por otro lado, la ecuación del empuje, que tiene la forma:

$$E = 0,1 \cdot (h_2 + h_3) \cdot \gamma_1 - 0,1 \cdot h_3 \cdot \gamma_2 - 0,1 \cdot$$

$$\cdot \gamma_{3m} \cdot (h_1 + h_2) \frac{\gamma_2}{1}$$

se nos convierte después de expresar  $\gamma_{3m}$  por su valor en la ecuación (2-4), en:

$$E = 0,1 \cdot (h_2 + h_3) \cdot \gamma_1 - 0,1 \cdot h_3 \cdot \gamma_2 - 0,1 \cdot$$

$$\cdot \left[ \frac{1}{1 + \frac{r}{2}} - \frac{5r}{\left(1 + \frac{r}{2}\right)(h_1 + h_2)} \right] \cdot (h_1 + h_2) \frac{\gamma_2}{1} \quad (4-15)$$

de manera que reemplazando los valores de  $E$  y  $h_f$  de las expresiones (4-15) y (4-14) en la ecuación de Bernouille (4-2), nos queda:

$$0,1 \cdot (h_2 + h_3) \cdot \gamma_1 - 0,1 \cdot h_3 \cdot \gamma_2 -$$

$$- 0,1 (h_1 + h_2) \left[ \frac{1}{1 + \frac{r}{2}} - \frac{5r}{(h_1 + h_2) \left(1 + \frac{r}{2}\right)} \right] \frac{\gamma_2}{1} +$$

$$+ \frac{0,1 \cdot \gamma_1}{2g} u_e^2 - \frac{0,1 \cdot \gamma_2}{2g} u_i^2 - K_1 - K_2 u_e - K_3 u_i^2 = 0 \quad (4-16)$$

que supone la expresión general de Bernouille para la circulación inversa por levantamiento por aire, en la que todos los términos vienen en Kg./cm.<sup>2</sup>.

Si ahora escribimos  $u_e$  en función de  $u_i$  (ver la ecuación (4-3)):

$$u_e = \frac{A_i \cdot \gamma_2}{A_e \cdot \gamma_1} \cdot u_i$$

y para simplificar agrupamos los parámetros conocidos dentro de las siguientes constantes:

$$K_4 = \frac{A_i \cdot \gamma_2}{A_e \cdot \gamma_1} \quad (4-17)$$

$$K_5 = 0,1 \cdot (h_2 + h_3) \cdot \gamma_1 - 0,1 \cdot h_3 \cdot \gamma_2 - K_1 \quad (4-18)$$

$$K_6 = 0,1 \cdot (h_1 + h_2) \frac{\gamma_2}{1} \quad (4-19)$$

y:

$$K_7 = \frac{0,1 \cdot \gamma_1}{2g} K_4^2 - \frac{0,1 \cdot \gamma_2}{2g} - K_3 \quad (4-20)$$

la ecuación (4-16) se nos reduce a:

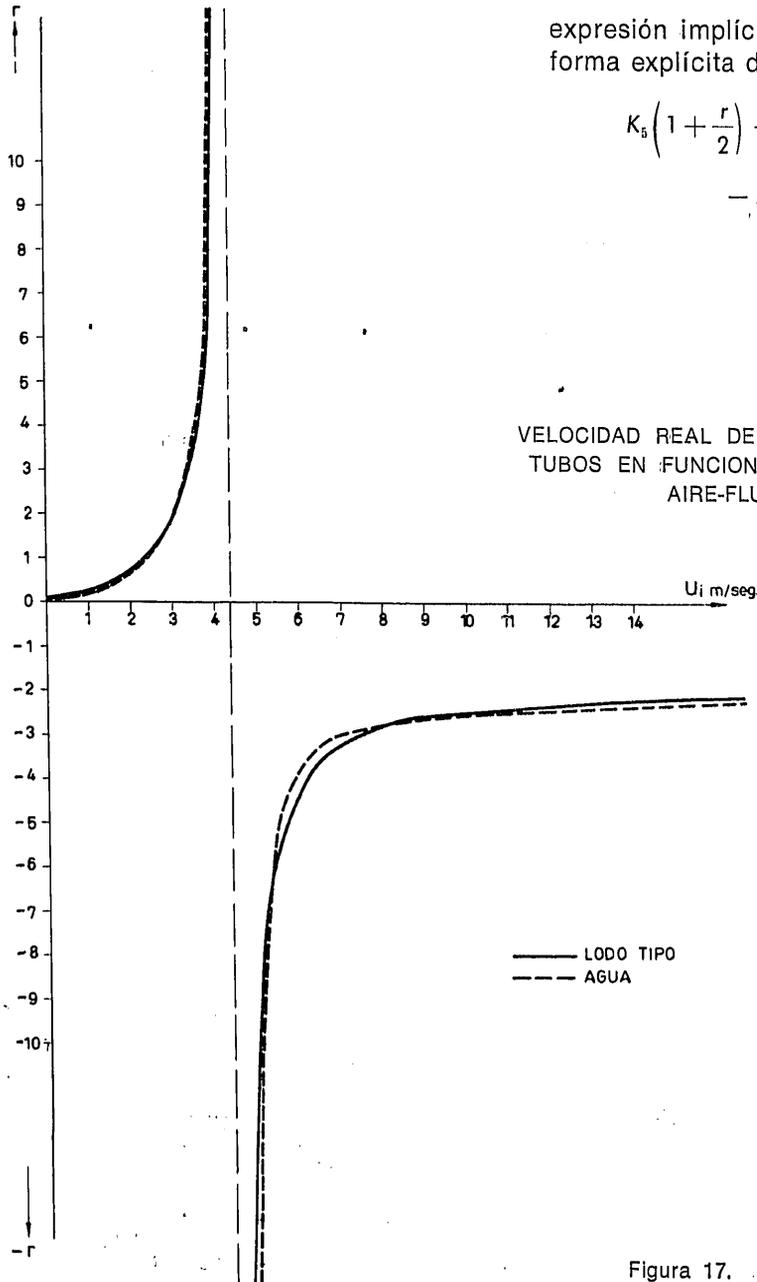
$$K_5 - K_6 \frac{1}{1 + \frac{r}{2}} + \frac{\frac{r}{2}}{1 + \frac{r}{2}} + K_7 u_i^2 - K_2 K_4 u_i = 0$$

o bien:

$$K_5 - \frac{K_6 + \frac{r}{2}}{1 + \frac{r}{2}} + K_7 u_i^2 - K_2 K_4 u_i = 0$$

expresión implícita de  $r$  y  $u_i$ , que dándole una forma explícita despejando  $r$ :

$$K_5 \left(1 + \frac{r}{2}\right) - K_6 + \frac{r}{2} + K_7 u_i^2 \left(1 + \frac{r}{2}\right) - K_2 K_4 u_i \left(1 + \frac{r}{2}\right) = 0$$



VELOCIDAD REAL DEL LODO EN EL INTERIOR DE LOS TUBOS EN FUNCIÓN DE LA RELACION DE CAUDALES AIRE-FLUIDO DE PERFORACION

Figura 17.

es decir:

$$K_5 - K_6 + K_7 u_i^2 - K_2 K_4 u_i + \frac{r}{2} (K_5 + 1 + K_7 u_i^2 - K_2 K_4 u_i) = 0$$

nos queda, finalmente:

$$r = \frac{-2K_5 + 2K_6 - 2K_7 u_i^2 + 2K_2 K_4 u_i}{K_5 + 1 + K_7 u_i^2 - K_2 K_4 u_i} \quad (4-21)$$

La expresión (4-21) representa una cúbica que sólo podemos resolver dando valores a  $u_i$  por la sencilla razón de que la constante  $K_7$  que encierra a  $K_3$  contiene el factor de fricción de Pigott  $f$ , que sólo podemos conocer después de calcular el número de Reynolds  $R_e$ , para el que nos hace falta la velocidad de flujo (en este caso,  $u_i$ ).

Actuando de esta suerte vamos a encontrar su forma gráfica para un pozo de 100 m. de profundidad que se está perforando con un diámetro de 1 000 mm. y tubería de 150 mm. de diámetro interior, supuesto que se utiliza como fluido de perforación, tanto agua como lodo tipo.

Entonces, los parámetros fijos son:

LODO TIPO	PARAMETROS	AGUA
1,20	$\gamma_1$	1,0
1,22	$\gamma_2$	1,024
328	$L$	328
18	$YP$	0
4	$PV$	1
33	$De$	33
10	$W$	8,34
5,9	$Di$	5,9
3	$h_1$	3
100	$h_2$	100
0	$h_3$	0
0,0232	$A_i/A_c$	0,0232
a calcular	$f$	a calcular

que introducidos en la ecuación (4-21) y dando diferentes valores a  $u_i$  desembocan en la figura 17, que expresa nuestros resultados.

Dicha figura presenta dos ramas: una, real, y otra, imaginaria (valores negativos de  $r$ ), separadas por una asíntota para:

$$u_i \approx 4,38$$

El sentido físico de la rama real es muy curioso, pues,  $r$  es diferente de cero cuando  $u_i$  se anula:

$$\text{para } u_i = 0 \quad r = \frac{-2K_5 + 2K_6}{K_5 + 1}$$

lo que quiere decir que es necesario superar dicho valor de  $r$  para producir el levantamiento, ya que por debajo del cual sólo se producirá el ascenso de burbujas de aire.

Al aumentar  $r$ , aumenta también  $u_i$  hasta el valor límite anteriormente expresado; dicho aumento, supuestos incrementos constantes de  $r$ , ocasiona inicialmente grandes aumentos de  $u_i$  hasta determinado valor, a partir del cual el crecimiento de  $u_i$  es despreciable incluso para elevados incrementos de  $r$ .

El valor de  $r$ , a partir del cual comienzan a disminuir los incrementos de  $u_i$ , es naturalmente la tangente a 45° de la rama real de la función  $f(r, u_i)$  y es interesantísimo comprobar que corresponde casi exactamente al valor:

$$r = 1,4$$

que las casas fabricantes habían encontrado empíricamente.

Efectivamente, aunque existe la posibilidad real de aumentar  $u_i$  y el empuje  $E$  a base de incrementar  $r$ , la rentabilidad comienza a decrecer para valores de  $r$  superiores al correspondiente a la tangente a 45°.

Evidentemente, la resolución de la ecuación (4-21) es algo onerosa, pero las constantes que en ella intervienen son susceptibles de tabularse simplificando extraordinariamente su resolución, toda vez que la variación de la velocidad  $u_i$  del fluido en los tubos oscila entre márgenes relativamente pequeños.

Aunque no lo hemos expresado, no hay que perder de vista que la rigurosidad de la ecuación (4-21) no es absoluta, ya que lleva implícita las dos hipótesis limitantes relativas a las pérdidas de carga  $h_{fc}$  y  $h_{fi}$  que expusimos al comienzo de este apartado.

Si utilizamos la ecuación (4-21), a título de curiosidad para resolver el ejemplo expuesto en el método de aproximación, encontraremos:

$$\text{para } r = 1,4 \quad u_i = 2,75 \text{ m./seg.}$$

que supone una aceptable concordancia entre ambos métodos.

Si queremos saber cuál será la velocidad de la emulsión, de la que no hemos hablado hasta ahora, es evidente que ésta será creciente desde la válvula de inyección de aire hasta la salida, siendo máxima en ésta con un valor definido por la expresión:

$$v_a = (1 + r) v_i \quad (4-22)$$

en la que:

$v_a$  = velocidad de la emulsión aire-fluido en m./seg.

y si recordamos la hipótesis consignada en el apartado 2, relativa a que la variación de la presión en el tubo de salida de la emulsión la considerábamos lineal (ver figura 1), podemos admitir en consecuencia que la variación de la velocidad  $v_a$  será también lineal oscilando entre:

$$v_a = v_i \text{ a la altura de la válvula}$$

y:

$$v_a = (1 + r) v_i \text{ a la salida de la manguera}$$

## 5. Potencia requerida sobre el compresor.

Una vez conocida la función  $f(r, u)$  podemos estimar el volumen de aire que se requiere en la unidad de tiempo, que denominaremos  $Q$ .

El trabajo de compresión  $\mathcal{C}$  requerido valdrá:

$$\mathcal{C} = \int_{P_1}^{P_2} Q dP \quad (5-1)$$

y la transformación ocurrida será adiabática, lo que supone:

$$P Q^k = \text{const.} \quad (5-2)$$

siendo:

$P$  = presión

$k = \frac{C_P}{C_V}$ ; cociente entre los valores específicos a presión y volumen constante respectivamente.

que para el aire vale:

$$k = \frac{C_P}{C_V} = 1,4$$

integrando la ecuación (5-1) con la función (5-2) tenemos:

$$\mathcal{C} = \frac{k}{k-1} \cdot P_1 \cdot Q \cdot \left[ \left( \frac{P_2}{P_1} \right)^{\frac{k-1}{k}} - 1 \right]$$

siendo:

$P_1$  = la presión a la entrada del compresor (succión).

$P_2$  = presión de descarga del compresor.

El coeficiente  $\frac{P_2}{P_1}$  denominado comúnmente *relación de compresión*, es muy importante, ya que influye extraordinariamente sobre la eficiencia volumétrica del compresor, generalmente comprendida entre el 75 y el 80 por 100.

Cuando la relación de compresión es mayor que 5, la eficiencia volumétrica decrece notablemente, recomendándose entonces efectuar la compresión en dos o más etapas.

En el caso de utilizar dos etapas, el trabajo total realizado  $\mathcal{C}_T$  será el de la suma de ambas etapas:

$$\mathcal{C}_T = \mathcal{C}_1 + \mathcal{C}_2$$

y en consecuencia, la expresión (5-3) se nos convertirá en:

$$\mathcal{C}_T = \frac{k}{k-1} \cdot P_1 \cdot Q \cdot \left[ \left( \frac{P_2}{P_1} \right)^{\frac{k-1}{k}} + \left( \frac{P_2}{P_i} \right)^{\frac{k-1}{k}} - 2 \right]$$

en la que:

$P_i$  = presión intermedia correspondiente a la salida de la primera etapa.

que podemos considerar como:

$$P_i = \sqrt[k]{P_1 \cdot P_2}$$

de manera que el trabajo quedará en definitiva para dos etapas:

$$\mathcal{C}_T = \frac{2 \cdot k}{k-1} \cdot P_1 \cdot Q \cdot \left[ \left( \frac{P_2}{P_1} \right)^{\frac{k-1}{2 \cdot k}} - 1 \right] \quad (5-4)$$

y de una manera general para  $n$  etapas:

$$\mathcal{C}_T = \frac{n \cdot k}{k-1} \cdot P_1 \cdot Q \cdot \left[ \left( \frac{P_2}{P_1} \right)^{\frac{k-1}{n \cdot k}} - 1 \right] \quad (5-5)$$

dando ahora unidades a la expresión (5-5) para expresarla en caballos:

$$HP = \frac{n \cdot k}{k-1} \cdot \frac{P_1 \cdot Q}{550} \left[ \left( \frac{P_2}{P_1} \right)^{\frac{k-1}{n \cdot k}} - 1 \right] \quad (5-5, a)$$

CAI ALLOS TEDRICOS DEMANDADOS POR EL COMPRESOR EN FUNCION DE LA PRESION DE DESCARGA  $P_2$  Y VOLUMEN NECESARIO  $Q$ , SUPUESTA LA COMPRESION ADIABATICA:  $P_2 Q^k = \text{const}$

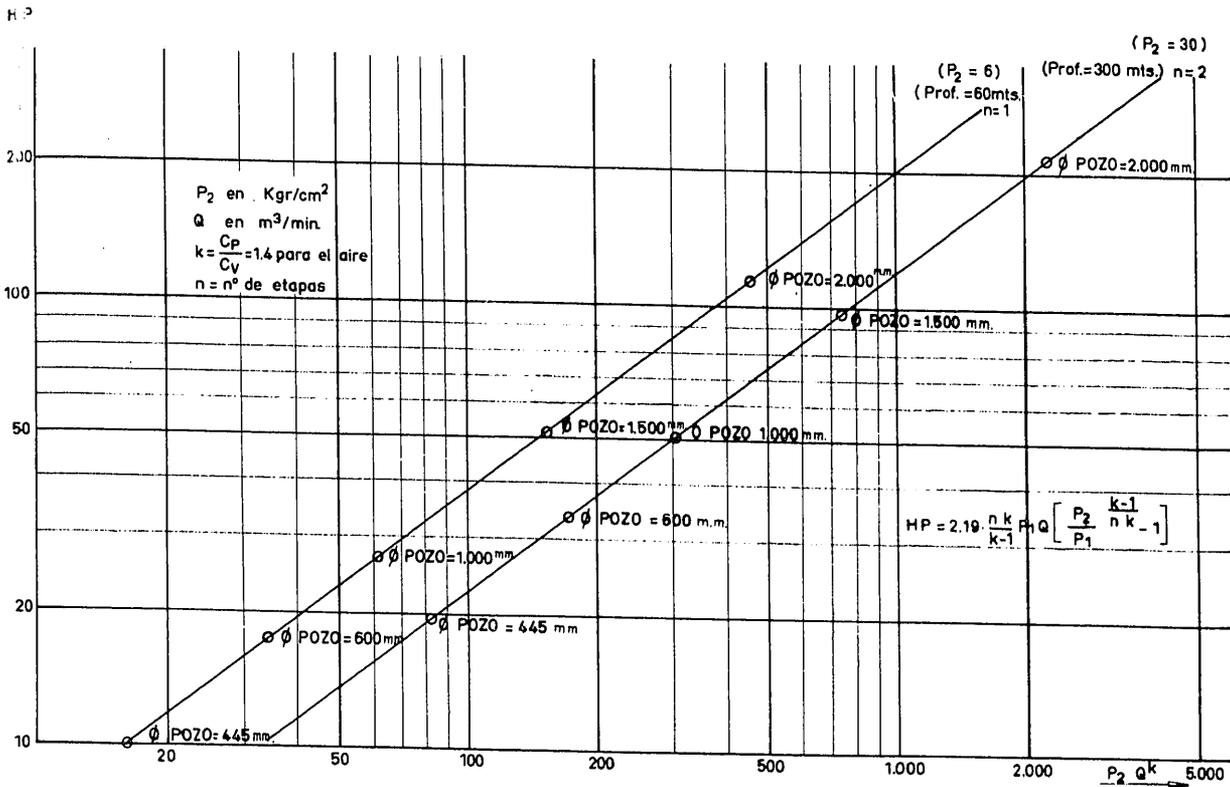


Figura 18.

viniendo:

$P_1$  y  $P_2$  expresados en lb/ft<sup>2</sup> y  
 $Q$  en ft<sup>3</sup>/seg.

o bien:

$$HP = 2,19 \cdot P_1 \cdot Q \frac{n \cdot k}{k-1} \left[ \left( \frac{P_2}{P_1} \right)^{\frac{k-1}{n}} - 1 \right] \quad (5-5, b)$$

en la que:

$P_1$  y  $P_2$  están expresados en Kg./cm.<sup>2</sup> y  
 $Q$  en m<sup>3</sup>/min.

En la figura 18 expresamos la forma de la ecuación (5-5, b)  $f(HP., P_2 \cdot Q^k)$ , sobre la que señalamos que no hemos introducido factor de corrección (por ejemplo, corrección de presión en la succión por altitud, corrección de temperatura, eficiencia volumétrica, etc.), puesto que apar-

te de estar el tema suficientemente desarrollado en obras especializadas, sólo pretendemos poner de relieve la economía del sistema de circulación inversa con levantamiento por aire en la perforación de pozos a grandes diámetros.

En efecto, si consideramos que con la técnica tradicional de circulación directa se precisa como mínimo una velocidad de ascenso del fluido en el espacio anular de 35 m./min. para lograr unas adecuadas limpieza de pozo y elevación de detritus: es fácil de ver, comparando ambos sistemas para pozos de más de un metro de diámetro que el ahorro de potencia motriz por el procedimiento que estamos tratando es superior al 95 por 100 con relación al tradicional.

Veamos algunos ejemplos:

Supongamos tres sondeos de idéntica profundidad (300 m.), en los que el diámetro de

perforación y el diámetro interior del varillaje son, respectivamente:

	CASO A	CASO B	CASO C
Ø pozo m./m. ....	2 000	1 500	1 000
Ø <sub>i</sub> tubo m./m. ....	300	200	150

El consumo de potencia motriz para conseguir una adecuada circulación inversa está ya calculado en la figura 18 y vale 210, 97 y 50 HP., respectivamente, para los casos A, B y C, ¿qué potencia necesitaríamos en los tres ejemplos si utilizamos circulación directa, sabiendo que la velocidad mínima de ascenso en el espacio anular necesaria para evacuar los detritus es de 35 m./min.?

Si adoptamos las fórmulas:

$$HP = \frac{P \cdot Q}{1714} \quad \text{y} \quad P = \frac{0,058 \cdot Q^{1,86}}{(D_h - D_p)^{4,86}}$$

en las que:

$P$  = pérdida de carga en libras/pulgada<sup>2</sup>.

$Q$  = caudal en galones/minuto.

$D_h$  = diámetro del pozo en pulgadas.

$D_p$  = diámetro interior del varillaje en pulgadas.

encontraremos:

CASO A	CASO B	CASO C
12 200 HP.	13 700 HP.	6 100 HP.

de manera que tan sólo consumimos con circulación inversa una fracción motriz de 1,72 por 100 en el caso A, 0,71 por 100 en el caso B y 0,82 por 100 en el caso C, de la potencia precisada en circulación directa, cifras éstas suficientemente expresivas.

## 6. Interesantes aspectos reológicos del lodo que hay que tener presentes.

En el apartado 3, y más concretamente al calcular la figura 8, hemos podido ver cómo crece proporcionalmente el empuje  $E$  al aumentar el peso específico  $\gamma_1$  del fluido utilizado.

Como este notorio efecto se aprecia perfectamente sobre la marcha, es frecuente que los sondistas, cuando utilizan lodo dejen espontáneamente que aumente su peso específico a expensas de la incorporación en su seno de una parte de los materiales atravesados. Si el material atravesado es predominantemente arcilloso dicho efecto es máximo.

Sin embargo, siguiendo este procedimiento, a veces, cuando las cosas van mejor, sin causa aparente ni avería alguna, el empuje y la velocidad del lodo comienzan a disminuir, llegando incluso a pararse totalmente la circulación, impidiendo el progreso de la perforación a pesar de inyectar aire a plena carga el compresor. ¿Qué ha pasado?

La causa se debe a que la incorporación en el seno del lodo de la matriz arcillosa de las formaciones atravesadas produce además del aumento de su peso específico  $\gamma_1$  del lodo, variaciones en otros parámetros reológicos del mismo, que desembocan en la anulación de los empujes motrices.

Los parámetros reológicos afectados son fundamentalmente:

La velocidad aparente (centipoises).

La viscosidad plástica (centipoises).

El *yield point* (dimensiones de una presión, libra/100 ft.<sup>2</sup>).

La tensión de Gel (mal denominada fuerza de Gel).

La tixotropía (lb./100 ft.<sup>2</sup>).

y conviene aclarar un poco su sentido físico para comprender mejor el fenómeno que nos ocupa, cuyo mecanismo es francamente simple.

El camino mejor es comparar someramente los fluidos de Bingham (lodo) y los de Newton (agua) en los referidos aspectos reológicos.

Dichas características se aprecian muy bien en los diagramas de *presión-velocidad de flujo* (caudal a sección constante o simplemente velocidad de desplazamiento, por ejemplo, frente a una pared) en régimen laminar.

En la figura 19 puede observarse que para los líquidos newtonianos basta un solo valor de sus coordenadas para fijar la forma de la función de la viscosidad, puesto que es una recta que pasa por el origen; sin embargo, para los fluidos de Bingham, la forma de la función de viscosidad, aunque también es una recta, se

diferencia de la anterior en que posee una determinada ordenada en el origen que corresponde al eje de las presiones.

En este segundo caso, un punto cualquiera sobre la función de Bingham, no nos define más que una viscosidad aparente  $V_A$ , ya que precisamos en realidad de al menos dos valores para obtener la viscosidad real, denominada viscosidad plástica  $P_V$ , que nos vendrá dada por la pendiente de la función. Dicha viscosidad plástica,  $P_V$ , interviene como ya hemos visto en las ecuaciones de Bingham (4-4), (4-6) y (4-7).

La ordenada en el origen, con dimensiones de presión cuyo sentido físico corresponde a la presión que es necesario aplicar al lodo para que comience a fluir, se la denomina *yield point*  $Y_P$ , que tal vez pudiera traducirse por umbral de fluidez.

Su importancia es primordial y supone una de las diferencias fundamentales entre los fluidos de Bingham y Newton, e interviene también en las ecuaciones del primero (4-4) y (4-7).

Es fácil de observar en la figura 19 que la diferencia fundamental, en condiciones dinámicas y flujo en régimen laminar, entre los fluidos de Newton y Bingham radica en que los primeros poseen un *yield point*  $Y_P$  nulo e idéntico valor para las viscosidades aparente y plástica  $V_A$  y  $P_V$ , entre las que no es preciso matizar, mientras que los últimos poseen valores bien definidos de dichos parámetros,  $Y_P$ ,  $V_A$  y  $P_V$ , siendo ambas viscosidades necesariamente diferentes.

Por consiguiente, el término primero de la ecuación (4-4), así como el segundo término bajo el radicando de la expresión de las ecuaciones de Bingham, en los que interviene el *yield point*  $Y_P$ , se anulan para fluidos newtonianos.

Pero las cosas van todavía más lejos; si al cabo de un cierto tiempo de reposo sometemos a un lodo cualquiera nuevamente bajo condiciones de flujo, se manifiesta otra diferencia fundamental con relación a los fluidos newtonianos, ya que deberemos impartir un exceso de presión, mayor incluso que la correspondiente al *yield point*  $Y_P$  para que el flujo comience.

Esto está motivado por otra propiedad fundamental, conocida con el nombre de tixotropía  $T$ , que consiste sencillamente en la aparición de una cierta cohesión interna en el lodo

#### DIFERENCIAS REOLOGICAS FUNDAMENTALES ENTRE FLUIDOS DE NEWTON Y BINGHAM BAJO CONDICIONES DE FLUJO LAMINAR

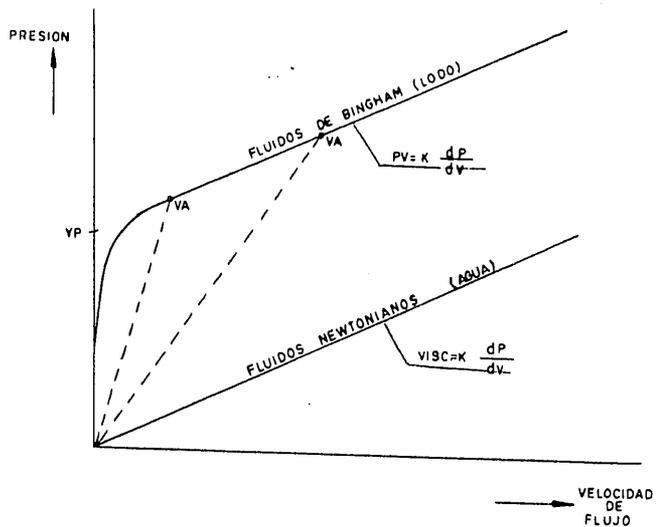


Figura 19.

en estado de reposo, como consecuencia de la actuación de fuerzas de enlace del tipo de Van der Waals entre las moléculas de arcilla constitutivas del lodo. Dicha acción creciente con el tiempo es, sin embargo, perfectamente reversible, pues aunque desaparece bajo condiciones dinámicas, es decir, en estado de flujo, vuelve siempre a evidenciarse en condiciones de reposo.

En la figura 20, que hemos construido de manera semejante a la 19, se evidencia cuanto acabamos de explicar; en ella no hemos hecho intervenir a los fluidos de Newton, para los que el referido proceso es inexistente, ya que su tixotropía  $T$  es siempre nula.

Como la tixotropía  $T$  es creciente con el tiempo, se la mide por convenio como la diferencia, entre los valores de *tensión de Gel* después de diez minutos de reposo y al comienzo del mismo; sus dimensiones son también las de una presión.

Ahora ya podemos decir que el aumento espontáneo del peso específico del lodo durante la perforación por incorporación en su seno de la matriz arcillosa de las formaciones atravesadas, condiciona además un espesamiento general del lodo del que se traduce un crecimiento de su tixotropía  $T$  y *yield point*  $Y_P$  que acaba impidiendo la salida de las burbujas de aire

contenidas en su seno, de suerte que al reciclar el lodo y volver a penetrar en el espacio anular del pozo su peso específico  $\gamma_1$  es muchísimo más bajo, reduciéndose notablemente el término del empuje:

$$(h_2 + h_3) \cdot \gamma_1$$

con la consiguiente merma del valor  $E$  precisado.

Nuestras observaciones con un lodo tipo en las perforaciones para captación de aguas en el mioceno de Madrid, nos muestran que el fenómeno de la oclusión y reciclado de burbujas de aire comienza a producirse cuando la tixotropía rebasa el valor umbral de:

$$T = 43 \text{ lb./100 ft}^2$$

Un remedio para evitar que esto ocurra es mantener una intensa agitación en la instalación de superficie de los lodos, de manera que, impidiendo el establecimiento de las fuerzas de cohesión interna en su seno puedan las burbujas de aire desprenderse libremente.

Este remedio es, sin embargo, parcial, ya que si el lodo continúa su gradual espesamiento el *yield point*  $Y P$  alcanzará valores tan elevados que impidan la desgasificación bajo condiciones dinámicas.

PRESION ADICIONAL NECESARIA PARA HACER FLUIR EL LODO TRAS UN REPOSO PROLONGADO

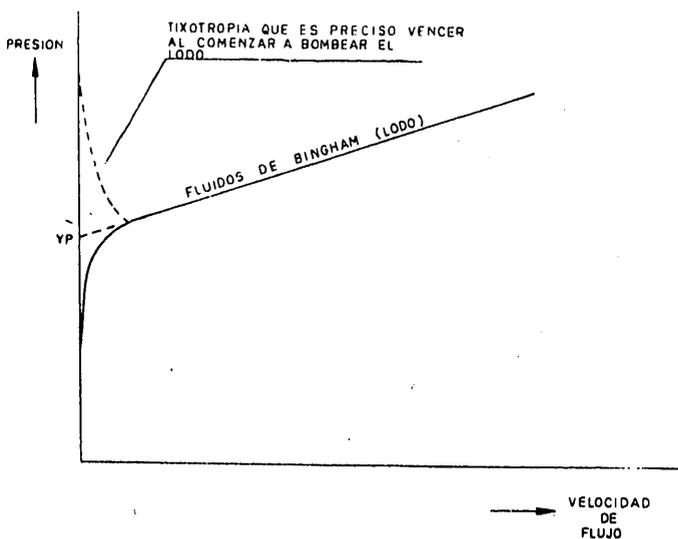


Figura 20.

El tratamiento adecuado se logra tanto mediante el empleo de dispersantes químicos como por diluciones (o ambos a la vez, según los casos) que condicionen el necesario reajuste en los parámetros reológicos considerados de manera que una vez eliminada la causa de la perturbación pueda reanudarse la perforación.

Ni qué decir tiene que la máxima economía se logra previniendo, no curando.

Es evidente que el fenómeno expuesto dista mucho de ser conocido en sus aspectos cuantitativos, toda vez que son numerosas las causas que intervienen, ya que la espontánea liberación de burbujas de aire será función no solamente de los parámetros reológicos del lodo considerados, sino también del tamaño de las burbujas, tensión superficial, del tiempo que dura el fenómeno, de la naturaleza de las arcillas, tanto constitutivas como incorporadas al lodo, etc., que será preciso considerar, de manera que más que desentrañar un problema no hemos hecho en este apartado otra cosa que señalar un camino más a seguir.

## 7. Conclusiones.

1. Todo factor que tienda a aumentar la diferencia de densidades entre las columnas totales del espacio anular y del interior de los tubos, aumenta los empujes, la velocidad de ascenso y la capacidad de elevación de detritus.

Son directamente proporcionales los siguientes:

- La profundidad de la válvula de inyección del aire.
- La densidad del lodo.
- La relación de caudales aire-lodo.

E inversamente proporcionales:

- La altura entre la profundidad del pozo y la de la válvula del aire.
- El avance de perforación, o la cantidad de detritus arrastrado por el lodo.
- La altura entre el cayado de la manguera de salida del lodo y el nivel del mismo en el pozo.

Actuando de una manera no lineal:

- a) Las viscosidades del lodo.
- b) En general, los otros parámetros reológicos del lodo, sobre los que ya nos hemos extendido en el apartado 6.

2. Sin embargo, la condición de conseguir el máximo empuje, o la máxima carga potencial en la aplicación del teorema de Bernouille a nuestro caso particular (4-1), es necesaria, pero no suficiente para lograr la máxima economía. No hay que olvidar que la relación de caudales aire-lodo,  $r$ , a pesar de que sea directamente proporcional a los empujes, consigue su máxima efectividad con el valor correspondiente a la tangente a  $45^\circ$  del tramo real de la curva  $f(u_i, r)$  relativa a la figura 17 o a la función (4-21), que como ya vimos está muy próximo al valor:

$$r \approx 1,4$$

3. Para aplicar el método propuesto se necesitan conocer los siguientes parámetros, proyectados bien a la ecuación de empujes (2-1), bien a la expresión (4-21), que deberemos conocer a pie de tajo, con el fin de utilizarlos en cualquier momento:

- a) La altura del cayado de la manguera de salida del lodo con relación al nivel del mismo en el espacio anular.
- b) La profundidad de la válvula de inyección de aire.
- c) La profundidad del pozo.
- d) El diámetro del pozo.
- e) El diámetro del interior del varillaje.
- f) La densidad del lodo utilizado.
- g) El avance de perforación.
- h) El caudal de aire inyectado por el compresor, a la entrada del mismo, incluida la correspondiente corrección de altitud.
- i) El caudal de lodo circulante, tanto sea a la salida del pozo (con detritus) como a la entrada. Nosotros preferimos este último caso, por ser más fácil de medir, y recomendamos a los usuarios la instalación a la entrada del pozo de cualquiera de los sistemas de medición de caudal.

4. Las limitaciones del procedimiento de circulación inversa de levantamiento por aire son:

- a) Las profundidades muy someras, pues ya hemos visto que  $\gamma_{3m} = 0$ , cuando  $h_1 + h_2 = 5r$ .

Sin embargo, prácticamente a partir de 9 metros de profundidad, la circulación inversa comienza ya a ser eficaz, alcanzando los valores de régimen antes de los 30 metros.

- b) Los pequeños diámetros donde compite ventajosamente la circulación directa.

No obstante, en grandes diámetros, ya hemos visto que la economía lograda (en potencia motriz) es superior al 95 por 100. Los diámetros a utilizar deben ser superiores a 300 mm.

- c) Las pérdidas de circulación que pueden hacer inoperante el sistema al descender el nivel del lodo en el pozo, lo que hace aumentar  $h_1$ , y disminuir  $h_2$ , anulándose rápidamente los empujes.

Esta desventaja, que constituye el mayor enemigo del procedimiento descrito, puede, sin embargo, ser favorable en el caso de que el nivel freático esté muy próximo a la superficie, ya que puede utilizarse el agua de la formación como reserva para mantener la circulación, si no existen caídas en las paredes del pozo. El caso extremo, son las perforaciones en el mar con este sistema, ya que es el propio mar el que actúa como balsa de reserva.

5. La hipótesis mediante la cual se supone que la pérdida de carga de la emulsión lodo-aire, es idéntica por unidad de longitud, a la del lodo sólo, independientemente de la mayor velocidad de la primera, sabemos que constituye la mayor limitación de cuantas ideas hemos expuesto. No obstante, como gracias a ella hemos conseguido excelentes resultados, la sometemos al criterio de los usuarios del procedimiento de la circulación inversa, queriendo señalar desde aquí que cuantas sugerencias recibamos al respecto serán siempre bien acogidas.

## BIBLIOGRAFIA

- COLE, F. W., y MOORE, P. L.: "Drilling Operations Manual". Vol. 1. The Petroleum Publishing Company. Tulsa U.S.A., 1965.
- ERASO, A.: "Algunas ideas sobre los fluidos de perforación". IV Curso Internacional de Hidrología Subterránea. Barcelona, mayo 1969.
- ERASO, A.: "Aspectos prácticos en la utilización de algunos parámetros reológicos de los lodos de perforación en los sondeos para captación de aguas e investigación de hidrocarburos". En prensa en el VI Congreso Internacional de Minería. Madrid, junio 1970.
- GATLIN, C.: "Petroleum Engineering". Drilling and well Completions, Vol. 1, 341 p. Prentice-Hall Inc. Univ. of Texas, U.S.A., 1964.
- LENTZEN: "Modern Drilling Techniques in the Renish Brown coal Area". Braunkohle, Wärme und Energie, n.º 17/58. Alemania, 1958.
- MC GRAW-HILL, P. Co.: "The Big-Hole Rotary-What it's Doing, What it can do, How it's Designed". Engineering and Mining Journal. U.S.A., July 1962.
- PRESA, J. L., y ERASO, A.: "Técnicas especiales con el empleo de lodos sepiolíticos en la ejecución de pilotes de gran diámetro". Revista de Obras Públicas. Madrid, marzo 1969.
- PRESA, J. L., y ERASO, A.: "Visión de conjunto sobre los diferentes sistemas de vaciado para la ejecución de pilotes *in situ*. Análisis de los problemas más frecuentes que suelen aparecer en los procesos de perforación". Revista de Obras Públicas. Madrid, mayo 1969.
- PRESA, J. L., y ERASO, A.: "Sistemas de perforación rápida sin entubado para sondeos de obras públicas. Aplicaciones de técnicas empleadas en prospecciones petrolíferas". Revista de Obras Públicas. Madrid, noviembre 1969.
- ROGERS, W. F.: "Composition and Properties of oil well drilling fluids". Vol. 1, 818 p. Publishing Company, Houston, U.S.A., 1963.
- ROMERO, E. (\*): "El sistema de circulación inversa en la perforación de pozos". Primer Seminario de Técnicas Modernas para la Construcción de Pozos. Barcelona, 1968.