

32
2 ej

UNIVERSIDAD NACIONAL AUTONOMA
DE MEXICO

FACULTAD DE INGENIERIA



ESTUDIO DE LOS ESTRANGULADORES
SUPERFICIALES EN LOS SISTEMAS DE
PRODUCCION DE HIDROCARBUROS

TESIS PROFESIONAL
QUE PARA OBTENER EL TITULO DE:
INGENIERO PETROLERO

P R E S E N T A :
EDDI DE LA VEGA PEREZ

Director de Tesis: Ing. Ramiro Acero Hernández



MEXICO, D. F.

1991

FALLA DE ORIGEN



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 está 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.

**ESTUDIO DE LOS ESTRANGULADORES SUPERFICIALES EN LOS
SISTEMAS DE PRODUCCION DE HIDROCARBUROS
INDICE GENERAL**

TEMARIO	PAGINA
INTRODUCCION	
I.- CONCEPTOS FUNDAMENTALES	1
I.1.- DEFINICION DE UN ESTRANGULADOR SUPERFICIAL	1
I.2.- FUNCIONES QUE DEBE CUMPLIR UN ESTRANGULADOR	2
I.3.- CONCEPTOS DE TERMODINAMICA APLICADOS EN LA TEORIA DEL FLUJO MULTIFASICO A TRAVES DE ES- TRANGULADORES	2
I.3.1.- SISTEMA	2
I.3.2.- PROPIEDADES	2
I.3.3.- PROCESO	3
I.3.4.- ENTALPIA Y ENTROPIA	4
I.3.5.- REVERSIBILIDAD, CAPACIDAD CALORIFI- CA Y ENERGIA INTERNA	4
I.3.6.- EXPANSION POLITROPICA	5
I.3.7.- PRIMERA Y SEGUNDA LEYES DE LA TER- MODINAMICA	6
I.4.- FLUIDO COMPRESIBLE, INCOMPRESIBLE, VELOCIDAD SONICA Y NUMERO DE MACH	6
I.5.- FLUJO CRITICO Y FLUJO SUBCRITICO	7
I.6.- VELOCIDAD SONICA DE UN FLUIDO COMPRESIBLE	8
I.7.- VELOCIDAD DEL SONIDO EN UN GAS REAL	12
I.8.- VELOCIDAD DEL SONIDO DE UN GAS IDEAL	15
I.9.- FLUJO ISOENTROPICO EN UNA DIMENSION	16
I.10.- FLUJO ISOENTROPICO A TRAVES DE UN CANAL DE AREA VARIABLE	17
I.11.- FLUJO SIMULTANEO DE GAS LIQUIDO A TRAVES DE UN ESTRANGULADOR	19
I.12.- PATRONES DE FLUJO, COLGAMIENTO Y RESBA- LAMIENTO	20
II.- FUNDAMENTOS TEORICOS DEL FLUJO MULTIFASICO A TRAVES DE RESTRICCIONES	
II.1.- DESARROLLO DEL FENOMENO A ESTUDIAR	21
II.2.- ECUACION GENERAL DE BALANCE DE ENERGIA	23
II.3.- CONSIDERACION DE UN PROCESO POLITROPICO EN UN FLUJO MULTIFASICO A TRAVES DE UN ESTRANGULADOR	26
II.4.- DETERMINACION DE LAS PERDIDAS POR RESBALA- MIENTO Y JUSTIFICACION A LA SUPOSICION DE DESPRECIAR LA ENERGIA POTENCIAL, LA ENERGIA DE SUPERFICIE Y LA FRICCION	30
II.5.- ECUACION GENERAL DE BALANCE DE ENERGIA PARA UN FLUJO MULTIFASICO A TRAVES DE UNA RESTRIC- CION	33
II.6.- RELACION DE PRESIONES CRITICAS	35
II.7.- CONDICIONES DE FLUJO DE GAS A TRAVES DE UN ESTRANGULADOR	
II.8.- OBTENCION DE LA RELACION DE CALORES ESPECI- FICOS	45

TEMARIO	PAGINA
III.- ESTUDIO DE LAS CORRELACIONES QUE CONTEMPLAN FLUJO CRITICO	
III.1.- FRONTERA DEL FLUJO CRITICO 48
III.2.- CORRELACION DE GILBERT 50
III.3.- CORRELACION DE ROS 52
III.4.- POETTMAN Y BECK 55
III.5.- OMANA, HOUSTIERE, BRILL Y THOMPSON 57
III.6.- CORRELACION DE F. E. ASHFORD 63
III.7.- CORRELACION DE S. F. CHIEN 71
III.8.- TRABAJO PRESENTADO POR M. T. RUBEL 85
III.9.- CORRELACION DE F. CHACON 94
IV.- ANALISIS DE LAS CORRELACIONES QUE ESTUDIAN EL FLUJO SUB-CRITICO	
IV.1.- CORRELACION DE ASHFORD Y PIERCE 98
IV.2.- CORRELACION DE FORTUNATI 107
IV.3.- CORRELACION DE D. W. SURBEY, B. G. KELKAR Y J. P. BRILL 114
IV.4.- CORRELACION PROPUESTA POR LA COMPANIA WILLIS OIL TOOL 125
V.- TIPOS DE ESTRANGULADORES QUE SE UTILIZAN EN LA INDUSTRIA PETROLERA	
V.1.- ESTRANGULADORES SUPERFICIALES FIJOS 134
V.2.- ESTRANGULADORES VARIABLES 139
V.3.- VALVULAS CON ORIFICIOS MULTIPLES 145
V.4.- ESTRANGULADORES DE FONDO 147
CONCLUSIONES	
NOMENCLATURA	
REFERENCIAS	

INTRODUCCION

La producción de hidrocarburos constituye la principal fuente de sustentación de la economía nacional: la gran dependencia surgida a partir de esto conyeva, sobre todo en estos tiempos, a la necesidad de la optimización de los recursos naturales, económicos y humanos que se requieren en todo el proceso de obtención de los mismos .

La búsqueda de esa tan mencionada optimización de los recursos, debe empezar con la implantación de procedimientos que permitan la buena explotación de los hidrocarburos que aun existen en los yacimientos del país, aprovechando para tal efecto las investigaciones existentes en todo el ámbito de la Industria Petrolera .

Dentro de este contexto, la Ingeniería de Producción juega un papel importante, ya que de su adecuado desarrollo dependerá en gran medida la optimización de la energía propia de los pozos, dando como consecuencia una mejor y más eficiente explotación de los distintos campos petroleros del país .

Una visualización total del mecanismo de flujo en un pozo, debe considerar todo el sistema integral de componentes que intervienen en él; es decir, desde cuando existe flujo a través del yacimiento a el pozo, hasta que éste es entregado a un sistema de separación de hidrocarburos, incluyendo en este recorrido el flujo ascendente por la tubería de producción, el que sucede a través del estrangulador y el que se tiene por la línea de descarga .

Estas etapas se interrelacionan fuertemente entre si y su estudio debería efectuarse en forma simultánea como base para el diseño adecuado de las instalaciones que conduzcan a la óptima explotación de los yacimientos. Pero, debido a la complejidad del estudio del flujo multifásico a través del sistema de producción de un pozo, existen pocos investigadores que lo tratan como tal y la mayoría de estos se enfocan hacia una determinada área específica .

La teoría del flujo multifásico a través de estranguladores se desarrolló a partir de considerar la existencia de flujo crítico a través de los mismos; basándose en esta teoría, se han desarrollado diversas correlaciones empíricas tendientes a determinar la caída de presión que se provoca al colocar un estrangulador superficial, con las características obtenidas en su diseño, en el sistema de producción del pozo; los resultados que se obtienen con estas correlaciones son satisfactorios dentro de rangos probados en cada una de ellas; sin embargo, ninguna puede ser considerada como una solución general .

El análisis del flujo multifásico a través de un estrangulador superficial debe tener la finalidad de colocar en el sistema de producción del pozo aquel cuyas características permitan un ritmo de producción tal que el gasto que pase a través de él sea constante e independiente de la contrapresión ejercida corriente abajo del mismo, provocada por la caída de presión a través de la línea de descarga y la presión de separación de la batería, cuidando a su vez que dicha contra-presión no afecte las condiciones prevalescientes en el interior del pozo .

El objetivo principal de este trabajo está enfocado hacia una mejor comprensión de los conceptos vertidos en la teoría del flujo multifásico a través de estranguladores; así como también, el proporcionar en forma resumida un análisis de los principales trabajos que tratan sobre el particular, buscando una mayor divulgación de los mismos y con el fin de proporcionar una herramienta más a los alumnos de Ingeniería Petrolera que estén cursando la asignatura de Transporte de Hidrocarburos por Ductos comprendida en el plan de estudios de esta carrera .

I.- CONCEPTOS FUNDAMENTALES

Dada la complejidad de los desarrollos matemáticos que se presentan en la teoría del flujo multifásico a través de estranguladores, y tomando en cuenta que la mayoría de las correlaciones presentadas por los distintos autores consideran suposiciones termodinámicas básicas; es conveniente entonces, presentar en este trabajo los conceptos fundamentales sobre los que se basa dicha teoría, y así obtener una mejor comprensión del tema .

I.1.- DEFINICION DE UN ESTRANGULADOR SUPERFICIAL

La industria petrolera de estos tiempos requiere de la optimización de los recursos económicos, pero principalmente de la adecuada recuperación de los hidrocarburos del yacimiento. Por lo tanto, para que un sistema de producción implementado en un pozo petrolero sea eficiente, se requiere que los elementos que lo constituyen sean los óptimos. Es decir, que en su conjunto nos permitan mantener un pozo productor, durante el mayor tiempo posible. Un elemento importante dentro de este contexto es sin duda alguna el estrangulador superficial el cual puede definirse de la siguiente forma :

Un estrangulador superficial es un dispositivo mecánico que permite regular el gasto de un pozo manteniéndolo a un ritmo de producción tal, que el flujo a través de él se efectue bajo condiciones críticas o subcríticas. Esto, dependiendo del gasto de producción del pozo y de la presión generada corriente abajo de este .

I.2. - FUNCIONES QUE DEBE CUMPLIR UN ESTRANGULADOR

La colocación de un estrangulador superficial en el sistema de producción de un pozo fluyente debe conducir hacia la regulación de la presión en la cabeza del pozo, que a su vez permita la optimización del gasto de producción.

Por lo tanto, dicha acción puede requerirse por algunas de las siguientes razones:

- 1.- Mantener la suficiente contrapresión para prevenir la entrada de arena.
- 2.- Protección del equipo superficial.
- 3.- Prevenir la conificación del agua.
- 4.- Producir el yacimiento a un gasto adecuado.

I.3. - CONCEPTOS DE TERMODINAMICA APLICADOS EN LA TEORIA DEL FLUJO MULTIFASICO A TRAVES DE ESTRANGULADORES

I.3.1.- SISTEMA

Es la porción del universo, escogida arbitrariamente, para estudiar el efecto de las diversas variables termodinámicas sobre ella.

I.3.2.- PROPIEDADES

Son variables que caracterizan el estado termodinámico de un sistema. Una propiedad termodinámica es una característica de un sistema, la cual puede observarse directa o indirectamente. Generalmente las propiedades termodinámicas se clasifican en dos grandes categorías.

a).- Propiedades Intensivas

Son las propiedades que no dependen de la masa de la sustancia, como por ejemplo, la temperatura, la presión, la densidad, el volumen específico, etc. En el caso de un sistema homogéneo una propiedad intensiva tiene igual valor en todo el sistema y en cualquier parte de este.

b).- Propiedades Extensivas

Estas propiedades si dependen de la masa de la substancia, tales como: el volumen, el peso, la entalpia, la entropia, etc. Es decir, el valor de una propiedad extensiva en todo el sistema es igual a la suma de los valores de diferentes partes que lo constituyen.

1.3.3.- PROCESO

Es el método de operación mediante el cual se realiza un cambio de estado, un proceso puede ser establecido a partir de :

1.- La frontera.

2.- El cambio de estado, la trayectoria o los efectos producidos en el sistema durante cada etapa del proceso.

3.- Por los efectos producidos en el medio externo durante cada etapa del proceso.

El cambio de estado puede generarse bajo cualquiera de las condiciones siguientes.

- | | |
|-------------------|---|
| a).- Adiabático | No se agrega, ni se remueve calor al sistema. |
| b).- Isotermico | La temperatura permanece constante. |
| c).- Isobárico | La presión permanece constante. |
| d).- Isoentropico | La entropia permanece constante. |
| e).- Isoentálpico | La entalpia permanece constante. |

I.3.4.- ENTALPIA Y ENTROPIA

- ENTALPIA

La entalpia o contenido calorifico de un sistema, se expresa como la función que define los cambios de temperatura en un sistema. Matemáticamente se indica como:

$$H = u + pV$$

donde:

- H, entalpia (BTU/lb_m)
- u, energia interna (BTU/lb_m)
- p, presión (lb/pg²)
- V, volumen (pie³)

- ENTROPIA

La entropia es una función abstracta que se refiere a la degradación de la energia tal como lo establece la segunda ley de la termodinámica.

Para un proceso reversible, la entropia se define como:

$$dS = dq_r / T$$

donde:

- S , entropia (BTU/lb_m-°F)
- q_r, cantidad de calor absorbido en el proceso (BTU/lb_m)
- T, temperatura (°F)

I.3.5.- REVERSIBILIDAD, CAPACIDAD CALORIFICA Y ENERGIA INTERNA

- REVERSIBILIDAD

Cuando en un proceso no se tienen pérdidas de energia, de tal manera que el trabajo efectuado por el sistema desde el estado inicial hasta el final, es igual al trabajo realizado en sentido contrario, se dice que el proceso es reversible, en caso contrario, se tendrá un proceso irreversible.

- CAPACIDAD CALORIFICA

Es la cantidad de calor necesaria para elevar en un grado la temperatura de una unidad de masa de una substancia. Por conveniencia se acostumbra manejar este concepto en función de una mol de substancia, quedando sus unidades como: caloría/mol-°C. Cuando una substancia se calienta a volumen constante (Cv) toda la energía proporcionada incrementa la energía de la substancia. Si el calentamiento es a presión constante (Cp), además de incrementarse la energía interna, la substancia se expande; razón por la que Cp es mayor que Cv.

- ENERGIA INTERNA

Partiendo del concepto de energía, que es la habilidad o capacidad que tiene un sistema para efectuar cambios en sus propiedades. La energía interna es la que posee una substancia en virtud de su constitución.

1.3.6.- EXPANSION POLITROPICA

Si durante la expansión de un gas, se agrega o remueve calor del sistema, dicha expansión recibe el nombre de expansión politrópica.

Los cambios politrópicos de presión y volumen quedan definidos por :

$$p_1 V_1^n = p_2 V_2^n \quad \text{donde:}$$

n ; es la constante politrópica . Se define como :

$$n = \frac{\text{calor específico a presión constante}}{\text{calor específico a volumen constante}} = \frac{C_p}{C_v}$$

I.3.7.- PRIMERA Y SEGUNDA LEYES DE LA TERMODINAMICA

1.- PRIMERA LEY DE LA TERMODINAMICA

La primera ley establece la conservación de la energía; esto es, que en un sistema la energía no se crea ni se destruye, solo se transforma. Matemáticamente se expresa como:

$$u = q - W$$

donde:

u , es el cambio de energía interna (BTU/lb_m)

q , es la cantidad de calor agregada al sistema (BTU/lb_m)

W , es el trabajo hecho por el sistema (BTU/lb_m)

2.- SEGUNDA LEY DE LA TERMODINAMICA

Todos los procesos de la naturaleza tienden a cambiar espontáneamente en una dirección que conduzca al equilibrio. La segunda ley sostiene que dicho cambio se produce con un incremento de entropía. Otra forma de enunciar esta ley es: La provisión de energía disponible en el universo decrece continuamente y se va convirtiendo en energía desordenada que llamamos calor.

I.4.- FLUIDO COMPRESIBLE, INCOMPRESIBLE, VELOCIDAD SONICA Y NUMERO DE MACH

- FLUIDO COMPRESIBLE

Se trata de un fluido compresible cuando existe variación significativa en el valor de su densidad al existir cambios en la presión.

- FLUIDO INCOMPRESIBLE

Se considera como fluido incompresible a toda aquella sustancia que al sufrir cambios en la presión del sistema, la variación de su densidad es mínima. Es decir, que existe una onda de presión generada en un punto

cualquiera en el seno del fluido, contenido en un recipiente, y se propagará en forma instantánea a través de todo el fluido; esto es, que la velocidad de propagación de onda en el fluido teóricamente es infinita.

- VELOCIDAD SONICA

Es la velocidad con que una onda de presión se propaga en el seno de un fluido compresible, dicha velocidad depende del estado del fluido.

- NUMERO DE MACH

El número Mach se define como la relación entre la velocidad efectiva o real (v), y la velocidad con que se propaga el sonido en el fluido (v_s). Matemáticamente se expresa como:

$$M = v/v_s$$

Dependiendo del valor de esta expresión se puede establecer los siguientes regímenes de flujo:

Si $M > 1$	El flujo es supersónico
Si $M < 1$	El flujo es subsónico
Si $M = 1$	El flujo es sónico o crítico

L.5.- FLUJO CRITICO Y FLUJO SUBCRITICO

- FLUJO CRITICO

El flujo crítico es un fenómeno definido por el flujo de gases compresibles, en la sección de estrangulamiento de una restricción, cuando su velocidad es sónica (velocidad del sonido en el fluido) o el número Mach es uno.

De relaciones experimentales se ha establecido que se tiene flujo crítico cuando:

$$\frac{p_2}{p_1} < \left[\frac{2}{k+1} \right]^{k/(k-1)}$$

donde: p_1 ; presión corriente arriba del estrangulador
 p_2 ; presión corriente abajo del estrangulador
 k ; relación de calores específicos; $k=C_p/C_v$

- FLUJO SUBCRÍTICO

El flujo subcrítico se define como aquel que relaciona la presión corriente arriba del estrangulador y la caída de presión existente a través de él, al obtener un determinado gasto de flujo o cuando el valor de el número Mach es menor que la unidad. De observaciones experimentales se puede definir que en flujo subcrítico se cumple la siguiente relación :

$$\frac{p_2}{p_1} > \left[\frac{2}{k+1} \right]^{k/(k-1)} \quad (*)$$

I.6.- VELOCIDAD SONICA DE UN FLUIDO COMPRESIBLE

La velocidad del sonido es un parámetro importante en un flujo compresible, tanto en forma física como desde el punto de vista de una velocidad de referencia. Puede obtenerse una ecuación para la velocidad del sonido, a partir del desplazamiento de una pequeña onda de presión a través de un fluido compresible. Considerando un sistema pistón-cilindro, como el que se muestra en la figura (1.1a), al mover el pistón hacia la derecha con una velocidad pequeña (dv), puede provocarse una onda de presión que se desplaza a lo largo del tubo con una velocidad sónica (vs).

(*) NOTA: La nomenclatura es similar a la utilizada en la parte correspondiente al subtema de flujo crítico .

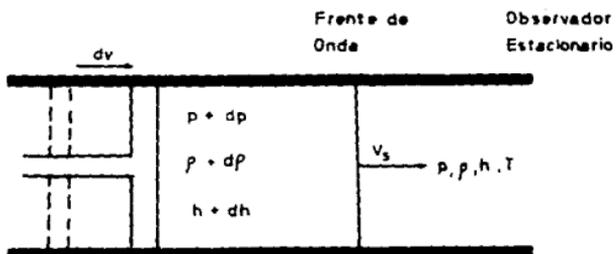


FIG. (1.1. a)

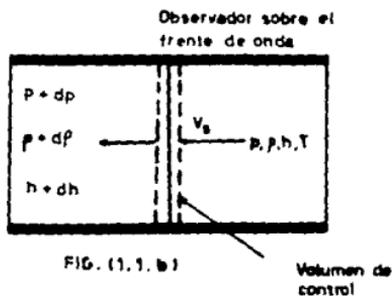


FIG. (1.1. b)

FIG. (1.1).- ANALISIS PARA DETERMINAR LA VELOCIDAD DEL SONIDO EN UN FLUIDO COMPRESIBLE .

La onda divide el fluido en reposo (que no resultó afectado por el movimiento del pistón) del fluido que se mueve con la velocidad del pistón hacia la derecha. El fluido cerca del pistón tendrá una presión ligeramente mayor y será un poco más denso.

El análisis del problema se simplifica al seguir el movimiento como lo haría un observador que se desplaza sobre el frente de onda, figura (1.1b). En este caso, el observador aprecia que el fluido de su derecha se mueve hacia el con una velocidad (v_s) y se aleja del lado izquierdo con una velocidad ($v_s - dv$). En estas condiciones de referencia puede aplicarse un análisis de régimen permanente. Al aplicar el principio de conservación de energía al volumen de control (adiabático) que aparece en la figura se tiene que :

$$h + \frac{v_s^2}{2 g_c} = (h + dh) + \frac{(v_s - dv)^2}{2 g_c} \quad \text{----- (1.1)}$$

Al despreciar las diferenciales de orden mayor, se obtiene:

$$dh + \frac{v_s dv}{g} = 0 \quad \text{----- (1.2)}$$

El principio de conservación de masa requiere de :

$$\rho A v_s = (\rho + d\rho)A(v_s - dv) \quad \text{----- (1.3)}$$

y despreciando las diferenciales de segundo orden nos queda que:

$$v_s d\rho - \rho dv = 0 \quad \text{----- (1.4)}$$

Como la onda es infinitesimal, puede considerarse que el proceso es reversible y adiabático. En consecuencia, el proceso se puede suponer isoentrópico. Al utilizar la ecuación de Gibbs con $ds=0$:

$$dh = v dP = \frac{dP}{\rho} \quad \text{----- (1.5)}$$

Al substituir en la ecuación de energía tenemos que:

$$\frac{v_s dv}{g_c} = \frac{dP}{\rho} \quad \text{----- (1.6)}$$

y combinándola con la ecuación de continuidad obtenemos:

$$\frac{v_s^2 d\rho}{\rho g_c} = \frac{dP}{\rho} \quad \text{----- (1.7)}$$

Como el proceso es isoentrópico, $dp/d\rho = (\delta P/\delta \rho)_s$ y, por consiguiente :

$$v_s^2 = g_c \left(\frac{\delta P}{\delta \rho} \right)_s \quad \text{----- (1.8)}$$

Simplificando :

$$v_s = \left[g_c \left(\frac{\delta P}{\delta \rho} \right)_s \right]^{0.5} \quad \text{----- (1.9)}$$

que es la ecuación que representa la velocidad del sonido en un fluido compresible real.

I.7.- VELOCIDAD DEL SONIDO EN UN GAS REAL

Partiendo de la expresión que determina a la entropía en función de la presión y la temperatura:

$$ds = \left(\frac{\delta s}{\delta T}\right)_P dT + \left(\frac{\delta s}{\delta P}\right)_T dP \quad \text{----- (1.10)}$$

suponiendo la entropía constante y dividiendo la ecuación (1.10) entre dv :

$$\frac{ds}{dv} = 0 = \left(\frac{\delta s}{\delta T}\right)_P \left(\frac{\delta T}{\delta v}\right)_s + \left(\frac{\delta s}{\delta P}\right)_T \left(\frac{\delta P}{\delta v}\right)_s \quad \text{---- (1.11)}$$

despejando a $(\delta P/\delta v)_s$:

$$\left(\frac{\delta P}{\delta v}\right)_s = \frac{\left(\frac{\delta s}{\delta T}\right)_P \left(\frac{\delta T}{\delta v}\right)_s}{\left(\frac{\delta s}{\delta P}\right)_T} \quad \text{----- (1.12)}$$

los términos del miembro de la derecha de la ec (1.12) pueden escribirse como :

$$\left(\frac{\delta S}{\delta T}\right)_P = \frac{C_p}{T}$$

$$\left(\frac{\delta S}{\delta T}\right)_n = \frac{\left(\frac{\delta S}{\delta v}\right)_T}{\left(\frac{\delta S}{\delta T}\right)_v} = - \frac{\left(\frac{\delta S}{\delta v}\right)_T}{\frac{C_v}{T}}$$

$$\left(\frac{\delta S}{\delta P}\right)_T = \left(\frac{\delta S}{\delta v}\right)_T \left(\frac{\delta v}{\delta P}\right)_T$$

substituyendo en la ecuación (1.12):

$$\left(\frac{\delta P}{\delta v}\right)_n = \frac{C_p}{C_v} \left(\frac{\delta P}{\delta v}\right)_T$$

puesto que $k = C_p/C_v$; se tiene que:

$$\left(\frac{\delta P}{\delta v}\right)_n = k \left(\frac{\delta P}{\delta v}\right)_T \quad \text{----- (1.13)}$$

Diferenciando la ecuación general de los gases:

$$p V = z R T$$

$$\left(\frac{\delta P}{\delta V}\right)_T = -\frac{P}{V} + \frac{RT}{V} \left(\frac{\delta z}{\delta P}\right)_T \left(\frac{\delta P}{\delta V}\right)_T \quad (1.14)$$

recordando que : $RT/V = P/Z$ y despejando a : $(\delta P/\delta V)_T$

$$\left(\frac{\delta P}{\delta V}\right)_T = \frac{P/V}{1 - \frac{P}{Z} \left(\frac{\delta z}{\delta P}\right)_T} \quad (1.15)$$

substituyendo la ec (1.15) en (1.13) :

$$\left(\frac{\delta P}{\delta V}\right)_g = -K \frac{P/V}{1 - \frac{P}{Z} \left(\frac{\delta z}{\delta P}\right)_T} \quad (1.16)$$

Si se utiliza la relación entre volumen específico y densidad, la ecuación (1.9) puede escribirse como :

$$v_g = \left[-v^g g_c \left(\frac{\delta P}{\delta V}\right)_g \right]^{0.5} \quad (1.17)$$

Substituyendo la ecuación (1.16) en la (1.17) se obtiene:

$$v_g = \left[\frac{K g_c P V}{1 - \frac{P}{Z} \left(\frac{\delta z}{\delta P}\right)_T} \right]^{0.5} \quad (1.18)$$

La expresión anterior define la velocidad del sonido en un gas real. Otra manera de obtener el valor de la velocidad dada en la ecuación anterior, es utilizando el llamado "Coeficiente de expansión politrópica" (n), que se define como:

$$n = - \frac{V}{P} \left(\frac{\delta P}{\delta V} \right)_s$$

despejando $(\delta P/\delta V)_s$ y substituyendo su valor en la ecuación (1.17):

$$v_s = \left[n g_c Z R T \right]^{0.5}$$

La expresión anterior representa la velocidad del sonido en un gas real con las consideraciones arriba mencionadas.

1.8.- VELOCIDAD DEL SONIDO EN UN GAS IDEAL

Puesto que para un gas ideal el factor de compresibilidad (Z), es igual a la unidad, el valor de $(\delta z/\delta P)_r$ es igual a cero. Por lo que la expresión (1.18) queda de la siguiente forma:

$$v_s = (K g_c R T)^{0.5} \quad \text{----- (1.19)}$$

pero sabiendo que :

$$RT = p V = p / \rho$$

se tiene finalmente :

$$v_{\#} = \left[\frac{K g_c P}{\rho} \right]^{0.5} \quad \text{--- (1.20)}$$

Si la velocidad está dada en (pie/seg), la expresión queda como :

$$v_{\#} = \left[\frac{144 K P g_c}{\rho} \right]^{0.5}$$

donde :

$$v_{\#} \text{ (pie/seg)} = \left[\frac{144 \text{ (pg}^2/\text{pie}^2) K P \text{ (Lb/pg}^2) g_c \left[\frac{\text{lb}_m\text{-pie}}{\text{lb-seg}^2} \right]}{\rho \text{ (lb}_m / \text{pie}^3)} \right]^{0.5}$$

I.9. - FLUJO ISOENTROPICO EN UNA DIMENSION

Existe flujo en una dimensión, cuando se considera que todas las propiedades de un fluido son uniformes cuando este se conduce a través de la tubería que lo contiene. Por otro lado, asumiendo que en tramos de tubería cortos, como son los estranguladores, se pueden despreciar los

efectos de fuerza de fricción obteniéndose un proceso adiabático y prácticamente reversible, y por lo tanto isoentrópico.

En consecuencia, se tendrá flujo isoentrópico en una dimensión cuando se considera que las propiedades de un fluido son uniformes y además se desprecian las fuerzas de fricción que este pueda ocasionar dentro del sistema.

I.10. - FLUJO ISOENTROPICO A TRAVES DE UN CANAL DE AREA VARIABLE

De acuerdo con John y Haberman⁽¹⁾ el flujo isoentrópico a través de un canal variable, figura (1.2), está definido por la siguiente expresión:

$$dP + \frac{\rho v^2}{g_c} \left[-g_c \frac{dP}{\rho v_s^2} - \frac{dA}{A} \right] = 0 \quad \text{----- (1.21)}$$

donde :

- P , presión (F/L²)
- ρ , densidad (M/L³)
- A , Area promedio de la sección transversal en el intervalo analizado (L²)
- g_c , constante gravitacional (M/F) (L/T²)
- v , velocidad de flujo (L/T)
- v_s , velocidad sónica (L/T)

Recordando que $M = v/v_s$, la ecuación anterior puede escribirse como:

$$dP (1 - M^2) = \frac{\rho v^2}{g_c} \frac{dA}{A} \quad \text{----- (1.22)}$$

(1) John y Haberman, referencia No. 1 de la presentada al final de este trabajo .

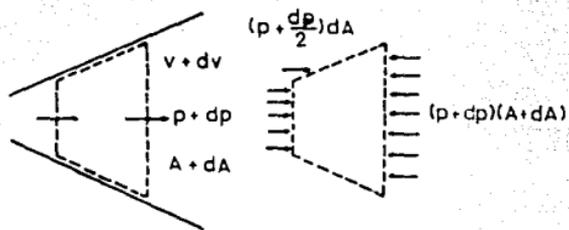


FIG.(1.2).- FLUJO ISOENTROPICO A TRAVES DE UN CANAL DE AREA VARIABLE .

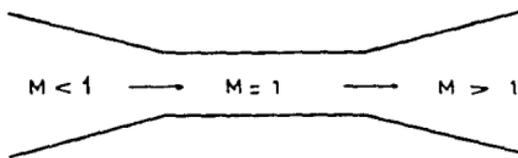


FIG.(1.3).- EFECTOS DEL CAMBIO DEL AREA EN UN CANAL .

De lo anterior se desprende que, en un canal convergente la máxima velocidad que puede alcanzar un flujo sub-sónico es la velocidad sónica, independientemente de la diferencia de presión existente. Además, la velocidad supersónica sólo puede lograrse en un sistema en donde el área del canal cambia de convergente a uniforme y de este a divergente, tal como se muestra en la figura (1.3) y que corresponde al caso de un estrangulador superficial.

I.11.- FLUJO SIMULTANEO DE GAS-LIQUIDO A TRAVES DE UN ESTRANGULADOR

Cuando existe flujo simultaneo de una mezcla gas-liquido a través de un estrangulador, las diferencias de densidades que se presentan entre los componentes de la mezcla, dificultan la determinación de la distribución de las fases en un punto determinado. Para lo cual, es necesario conocer las velocidades superficiales de cada una de las fases.

La velocidad superficial de una fase determinada, se define como la velocidad a la cual esa fase se exhibiría si fluyera sola a través del área total de una sección transversal.

Por lo que, la velocidad superficial del liquido se define como :

$$v_{sl} = \frac{q_L}{A_p} = \frac{0.01191(q_o B_o + q_v B_v)}{d^2} \text{ ---- (1.23)}$$

y la del gas como :

$$v_{sg} = \frac{q_g}{A_p} = \frac{0.002122 q_o (R - R_o) B_g}{d^2} \text{ ---- (1.24)}$$

Entonces, la velocidad superficial de la mezcla se define con la siguiente expresión:

$$v_{sm} = v_{eg} + v_{sl} \quad \text{----- (1.25)}$$

I.12.- PATRONES DE FLUJO, COLGAMIENTO Y RESBALAMIENTO

- PATRONES DE FLUJO

Es evidente que al fluir dos fases simultáneamente, lo pueden hacer en forma diversa. Cada una de estas formas presentan una distribución relativa de una fase con respecto a la otra, constituyendo un patrón o tipo de flujo.

- COLGAMIENTO

El colgamiento entre fases, se define como la relación entre el volumen de líquido existente en una sección de la tubería a las condiciones de flujo y el volumen de la sección anudada. Esta relación de volúmenes depende de la cantidad de líquido y gas que fluyen simultáneamente en la tubería. Generalmente la velocidad con que fluye el líquido, propicia un resbalamiento entre las fases.

- RESBALAMIENTO

El término resbalamiento se usa para describir el fenómeno natural del flujo a mayor velocidad de una de las fases. Este es propiciado por las siguientes razones:

- 1).- La resistencia al flujo por fricción es mucho menor en la fase gaseosa que en la líquida.
- 2).- La diferencia de compresibilidades entre el gas y el líquido, hace que el gas en expansión viaje a mayor velocidad que el líquido.
- 3).- Bajo condiciones en las que se permita actuar a la segregación gravitacional, se tiene que la fase líquida viaja a una menor velocidad que la del gas.

II.- FUNDAMENTOS TEORICOS DEL FLUJO MULTIFASICO A TRAVES DE RESTRICCIONES

II.1.- DESARROLLO DEL FENOMENO A ESTUDIAR

Considerese un estrangulador como el que se muestra en la figura (2.1), en donde se tiene que este se encuentra conectado a la cabeza de un pozo que provee la presión corriente arriba de la restricción, P_1 . La descarga ocurre en la línea de escurrimiento, en la cual la presión se denota como p_2 , y se denomina presión corriente abajo. Además, se supone que la presión corriente arriba es suficientemente alta para producir condiciones de flujo sónico en la garganta del estrangulador y flujo subsónico corriente abajo del mismo.

Mientras que la p_2 permanezca igual o menor que la correspondiente al área de salida, p_c , no se presenta ningún efecto sobre el flujo dentro del estrangulador, figura (2.1a). A medida que la p_2 aumenta por encima de la p_c , progresivamente se van formando ondas de choque de forma oblicua corriente abajo de la restricción, figuras (2.1b y 2.1c). El flujo en el estrangulador aun no se ve afectado. La figura (2.1d), ilustra la situación en la cual la p_2 es lo suficientemente alta para producir una onda de choque normal en la salida; incrementos adicionales en la presión corriente abajo hacen que el choque normal se desplace hacia atrás dentro del estrangulador. Corriente abajo del choque, el flujo es ya subsónico, de modo que la velocidad y el gasto másico disminuyen y en consecuencia la presión aumenta, figura (2.1e). Eventualmente un aumento posterior en la presión corriente abajo del estrangulador, p_2 , hace que en todo el estrangulador el flujo sea subsónico y que el gasto másico disminuya progresivamente.

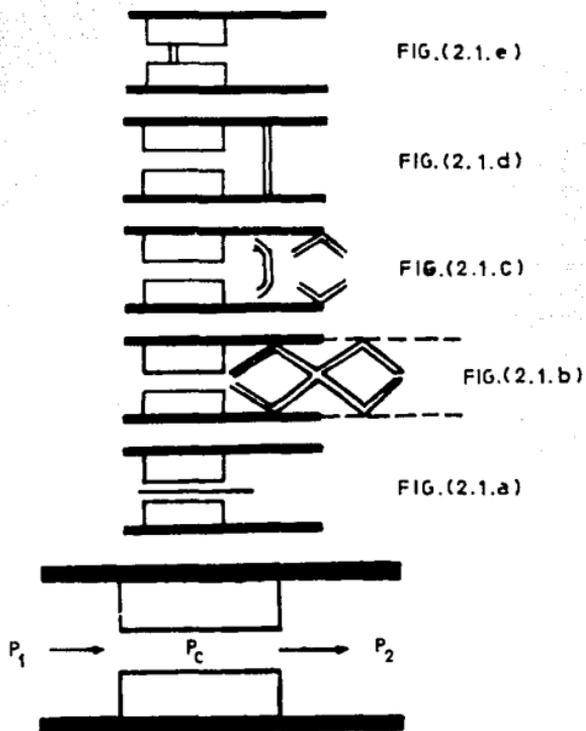


FIG.(2.1):- EFECTO DE LA P_2 SOBRE EL FLUJO A TRAVES DE UN ESTRANGULADOR .

II.2.- ECUACION GENERAL DE BALANCE DE ENERGIA

Al estudiar el movimiento de un fluido cuando este pasa a través de una restricción, es necesario hacer una serie de consideraciones que permitan la obtención de las ecuaciones que simulan el comportamiento de un flujo multifásico a través de un estrangulador. Asimismo, apoyarse en una serie de ecuaciones de flujo que faciliten tal efecto. Una de las ecuaciones que en forma fundamental intervienen en este sentido es la ecuación general de balance de energía, cuyo desarrollo se presenta a continuación :

La ecuación general de energía expresa el balance o conservación de la energía entre dos puntos de un sistema. Su principio establece que la energía de un fluido que entra a un sistema, más el trabajo realizado sobre o por el fluido, más cualquier energía en forma de calor adicionada o tomada del fluido, debe ser igual a la energía que abandona el sistema.

Matemáticamente lo anterior se expresa con la siguiente ecuación :

$$u_1 + p_1 V_1 + \frac{m v_1^2}{2g_c} + \frac{m g h_1}{g_c} + Q + WK = u_2 + p_2 V_2 + \frac{m v_2^2}{2g_c} + \frac{m g h_2}{g_c}$$

----- (2.1)

En la ecuación anterior se pueden observar los términos de la energía interna (u), la energía de expansión (pV), la energía cinética ($m v^2/2 g_c$), la energía en forma de calor (Q) y el trabajo hecho por o sobre el fluido (WK).

Para expresar el balance de energía por unidad de masa, se divide la ecuación (2.1) entre la masa (m). Además presentándola en forma diferencial queda como :

$$du + d\left(\frac{p}{\rho}\right) + \frac{v dv}{g_c} + \frac{g dh}{g_c} + dQ + d(WK) = 0 \quad \text{----- (2.2)}$$

Expresando el término de energía interna (du), con la siguiente relación termodinámica :

$$du = T ds + \frac{dp}{\rho} - d\left(\frac{p}{\rho}\right)$$

y substituyendola en la ecuación (2.2):

$$Tds + \frac{dp}{\rho} - d\left(\frac{p}{\rho}\right) + d\left(\frac{p}{\rho}\right) + \frac{v dv}{g_c} + \frac{g}{g_c} dh + dQ + d(WK) = 0 \quad \text{----- (2.3)}$$

Dado que, para un proceso irreversible el término (Tds) puede expresarse utilizando la desigualdad de Clausius como:

$$T ds = - dQ + dW$$

entonces podemos reducir la ecuación (2.3) a lo siguiente:

$$\frac{dp}{\rho} + \frac{v dv}{g_c} + \frac{g}{g_c} dh + dW = 0 \quad \text{----- (2.4)}$$

En la ecuación anterior desaparece el término (MK) ya que se considera que no existe trabajo hecho por o sobre el fluido. Además, en ella aparece el término (dW) que representa las pérdidas de energía irreversible, como por ejemplo la fricción .

En resumen, la expresión (2.4) es la ecuación general de balance de energía, para un fluido incompresible en una sola fase que se conduce uniformemente bajo condiciones estacionarias .

La solución de la ecuación general de balance de energía, para este caso, deberá realizarse para los límites de integración que corresponden a la entrada (1) y a la parte central (2) del estrangulador. Esto es :

$$\int_1^2 (Vdp + qdh + 1/2 dv^2 + dw) = 0 \quad \text{----- (2.5)}$$

Sin embargo, al tratarse de un flujo multifásico a través del estrangulador, el procedimiento de solución propuesto no puede ser utilizado debido a que en este caso:

- 1.- La velocidad de la mezcla gas-liquido no es uniforme. Por lo que se tendrían problemas al integrar el término de la energía cinética.
- 2.- Se desconoce la relación entre la presión y la densidad de la mezcla .

En el trabajo presentado por Ros⁽¹⁾, se expresa que al tratarse de una restricción, la velocidad que se presenta a la entrada de ésta, alcanza la velocidad del sonido. El incremento en la velocidad afecta la mezcla de fluido provocando una dispersión de pequeñas gotas de líquido ($d=3 \times 10^{-5}$ cm) en el gas, provocando un patrón de flujo tipo niebla.

Tomando en cuenta las limitaciones antes mencionadas y para poder llegar a una expresión que nos permita predecir el comportamiento de flujo de una mezcla gas-líquido es necesario asumir las siguientes suposiciones :

- a).- El gas es la fase continua de la mezcla .
- b).- La velocidad en la garganta del estrangulador es uniforme .
- c).- Se considera una expansión politrópica del gas, por lo que la relación entre la presión y la densidad está definida por :

$$p V^n = \text{Cte.}$$

- d).- Se desprecian la energía potencial, la energía de superficie y la fricción .
- e).- Se pueden determinar las pérdidas por resbaldamiento .

II.3.- CONSIDERACION DE UN PROCESO POLITROPICO EN UN FLUJO MULTIFASICO A TRAVES DE UN ESTRANGULADOR

La existencia de flujo multifásico a través de una restricción provoca una rápida caída de presión, en consecuencia la velocidad de flujo aumenta y en primera instancia la temperatura del líquido permanece prácticamente inalterable, mientras que la del gas decrece

(1) Trabajo presentado por N. C. Ros en 1961, referencia No. 2 que se presenta al final del trabajo .

adiabáticamente. Esta diferencia de temperaturas origina una transferencia de calor entre las dos fases, con una intensidad tal que se puede considerar que tanto la gota de líquido como el gas que la rodea tiene la misma temperatura durante el proceso de expansión. Dicha expansión se considera politrópica, lo cual puede justificarse de la siguiente forma :

Para poder definir un proceso de expansión real, es necesario ubicarlo entre dos límites, que son :

- 1.- Un proceso en el que se considere que las pérdidas irreversibles de energía y la diferencia de velocidades entre las fases son despreciables .
- 2.- Otro, en el que ambos parámetros tengan su valor máximo .

Ahora bien, el primer proceso es adiabático y de acuerdo con la primera ley de la Termodinámica se tiene que :

$$dQ = du + p dV = 0 \quad \text{----- (2.6)}$$

o bien, se puede definir considerando las dos fases :

$$m_l (du_l + p dV_l) + m_g (du_g + p dV_g) = 0 \quad \text{----- (2.7)}$$

haciendo las siguientes consideraciones :

$$du_l = C_{v_l} dT \quad ; \quad du_g = C_{v_g} dT \quad \text{y} \quad dV_l = 0$$

Por lo que, la ecuación (2.7) queda de la siguiente manera :

$$(m_l C_{v_l} + m_g C_{v_g}) dT + m_g p dV_g = 0 \quad \text{----- (2.8)}$$

Utilizando en una ecuación de estado para la fase de gas, se obtiene la siguiente expresión :

$$p V_g = R T = (C_{p_g} - C_{v_g}) T \quad \text{----- (2.9)}$$

diferenciando la ecuación (2.9) :

$$V_g dp + p dV_g = (C_{p_g} - C_{v_g}) dT \quad \text{----- (2.10)}$$

despejando a (dT) de la ecuación (2.8):

$$dT = \frac{m_g p dV_g}{m_l C_{v_l} + m_g C_{v_g}}$$

y substituyendo la expresión anterior en la ecuación (2.10) :

$$V_g dp + p dV_g = - \frac{(C_{p_g} - C_{v_g}) m_g}{m_l C_{v_l} + m_g C_{v_g}} p dV_g$$

agrupando términos se tiene que :

$$\frac{dp}{p} = - \left[1 - \frac{(C_{p_g} - C_{v_g}) m_g}{m_l C_{v_l} + m_g C_{v_g}} \right] \frac{dV_g}{V_g} \quad \text{----- (2.11)}$$

De la correlación de Tangren⁽¹⁾, se relaciona a el coeficiente de expansión del gas (k) con los siguientes términos :

$$k = 1 + \frac{(Cp_g + Cv_g) m_g}{m_l Cv_l + m_g Cv_g}$$

substituyendo esta relación en la ecuación (2.11) e integrando :

$$\int_{p_1}^{p_2} \frac{dp}{p} = -k \int_{V_{g1}}^{V_{g2}} \frac{dV_g}{V_g}$$

$$\text{Ln} \left(\frac{p_2}{p_1} \right) = \text{Ln} \left[\frac{V_{g1}}{V_{g2}} \right]^k$$

Finalmente se tiene que :

$$p_1 V_{g1}^k = p_2 V_{g2}^k = p V_g^k = \text{Cte} \quad \text{---- (2.12)}$$

En la ecuación establecida por Ros⁽²⁾ se menciona que el valor de k es de 1.135, obtenido a partir de datos promedio de campo.

El análisis del segundo proceso, además de considerar las diferencias de velocidad y las pérdidas irreversibles de energía a su máximo valor; se establece que la energía cinética es cero y la entalpía de la fase gaseosa permanecerá constante, es decir :

(1) Tangren, B. F., referencia No. 8 de este trabajo .

(2) Ecuación derivada por Ros, referencia No. 8 que se presenta al final del trabajo .

$$dH = d(u_g + p V_g) = C_{v_g} dT + p dV_g + V_g dp \text{ ---- (2.13)}$$

Utilizando la ecuación de estado del gas en su forma diferencial :

$$p dV_g + V_g dp = R dT$$

y combinándola con la ecuación (2.13) :

$$C_{v_g} dT + R dT = 0$$

simplificando se tiene que :

$$(C_{v_g} + R) dT = 0 \text{ ----- (2.14)}$$

A partir de la expresión anterior se puede concluir que en este proceso $dT=0$, o sea que la temperatura es constante y que la expansión es isotérmica, por lo que el valor del exponente de expansión del gas es igual a uno ($k=1$)

Al comparar el valor de $k=1$ con el obtenido por Ros, se observa que existe una pequeña diferencia; esto indica que, ambos valores representan a los dos procesos límites descritos líneas arriba. Por lo tanto, es razonable suponer que el proceso real está representado por una expansión politrópica del gas .

II.4.- DETERMINACION DE LAS PERDIDAS POR RESBALAMIENTO Y JUSTIFICACION A LA SUPOSICION DE DESPRECIAR LA ENERGIA POTENCIAL, LA ENERGIA DE SUPERFICIE Y LA FRICCIÓN

Una vez que se tiene flujo multifásico a través del estrangulador, se debe señalar que en las paredes de la restricción se forma una capa muy delgada de líquido. La velocidad con que se mueve esta porción de líquido es

relativamente baja y se incrementa a medida que ésta se aproxima a la parte central del estrangulador; esta aceleración se debe a la energía cinética del gas, cuya velocidad y densidad permanecen prácticamente constantes a la entrada de la restricción. Con esto se puede establecer que :

La energía cedida por el gas :

$$E_g = \int_0^t F v_g dt \quad \text{----- (2.15)}$$

Por el contrario la energía que recibe la gota de líquido es :

$$E_l = \int_0^t F v_l dt \quad \text{----- (2.16)}$$

por lo tanto, la pérdida de energía debida al resbalamiento será :

$$E_{\text{res}} = (E_g - E_l) = \int_0^t F (v_g - v_l) dt \quad \text{----- (2.17)}$$

En las investigaciones realizadas por Ros al respecto, se indica que las pérdidas por resbalamiento que ocurren por la aceleración de un cierto volumen de líquido, son prácticamente iguales a la energía cinética de dicho volumen .

Al considerar despreciable la energía potencial, en el análisis de flujo multifásico a través de una restricción, se está considerando que el flujo está sobre un solo plano, es decir; se trata de un flujo lineal .

Por otro lado, la energía superficial se elimina, debido a que durante la dispersión del líquido, se ve incrementada el área superficial entre las fases, lo cual requiere energía. Por lo que, con el siguiente desarrollo se demuestra lo antes expuesto .

La cantidad de energía superficial por unidad de masa se expresa como :

$$E_s = \tau A_d \quad \text{-----} \quad (2.18)$$

donde; A_d es el área superficial formadas por las gotas en la garganta del estrangulador y τ , la tensión superficial .

Definiendo el área superficial en función del diámetro promedio de las gotas de líquido tenemos :

$$A_d = \frac{V_f}{\frac{6}{\pi} \bar{D}^3} \quad \text{-----} \quad (2.19)$$

donde :

$$\bar{D} = \frac{6 \tau}{\rho_g v_c^2}$$

El volumen de líquido por unidad de masa se expresa como :

$$V_l = \frac{m_l}{\rho_l} \quad \text{-----} \quad (2.20)$$

Utilizando las ecuaciones (2.19), (2.20) para sustituirlas en la ecuación (2.18) y agrupando términos de tal forma que se diferencien; la energía cinética y la de superficie :

$$\frac{E}{1/2 v^2} = \frac{2 \rho_g m_l}{\rho_l} \quad \text{-----} \quad (2.21)$$

Con lo que se observa que la energía cinética es mucho mayor a la energía superficial, así que la influencia de esta última en la ecuación general de balance de energía puede ser ignorada .

II.5.- ECUACION GENERAL DE BALANCE DE ENERGIA PARA UN FLUJO MULTIFASICO A TRAVES DE UNA RESTRICCIÓN

Una vez que se han demostrado las suposiciones adoptadas para facilitar el procedimiento de obtención de la ecuación de balance de energía cuando el flujo es multifásico, el paso siguiente es obtener el término de energía irreversible (dW), en el cual se considera que solo intervienen en ella las pérdidas por resbalamiento y cuyo valor es igual al de la energía cinética del volumen de líquido, de tal forma que :

$$\int_1^2 dW = \int_1^2 m_l d\left(\frac{1}{2} v^2\right) \text{ ----- (2.22)}$$

En la expresión anterior (m_l), representa la masa de líquido por unidad de masa de mezcla, esta relación se derivó a partir de la base en la que se considera una fase de gas continua, dado que, el líquido fluye en forma de gotas en el seno del gas.

Entonces, a partir de las consideraciones preestablecidas, el balance de energía se simplifica a lo siguiente :

$$\int_1^2 \bar{v} dp + d\left(\frac{1}{2} v^2\right) + m_l d\left(\frac{1}{2} v^2\right) = 0 \text{ ----- (2.23)}$$

Factorizando, la ecuación anterior queda de la siguiente forma :

$$\int_{P_1}^{P_2} \bar{V} dp + \int_{V_1}^{V_2} (m_1 + 1) d(1/2 v^2) = 0$$

$$\int_{P_1}^{P_2} \bar{V} dp + \int_{V_1}^{V_2} (m_1 + 1) v dv = 0 \quad \text{----- (2.24)}$$

Cuando existe flujo de gas a través de una restricción, este se expande politrópicamente, por lo que la ecuación de estado que representa este fenómeno queda expresada por:

$$p (\bar{V} - \bar{V}_1)^k = \text{cte} = b \quad \text{----- (2.25)}$$

donde:

b: constante de expansión politrópica (Adimensional)

\bar{V}_1 : volumen específico por unidad de masa total (pie^3/lb)

k: coeficiente de expansión politrópica (Adimensional)

Despejando a el volumen (\bar{V}) de la ecuación (2.25):

$$\bar{V} = \left[\frac{b}{p} \right]^{1/k} + \bar{V}_1$$

y substituyendo el resultado en la ecuación (2.24) e integrando :

$$\int_{P_1}^{P_2} \left[\frac{b}{p} \right]^{1/k} dp + \int_{P_1}^{P_2} \bar{V}_1 dp + \int_{V_1}^{V_2} (m_1 + 1) v dv = 0$$

$$\left[\left(\frac{k}{k-1} \right) b^{1/k} \left[\frac{k-1}{k} \right] \left(\frac{k-1}{k} \right) \left[\frac{k-1}{k} \right] \right] \left[\bar{V}_1 (P_2 - P_1) \right] + 1/2 (m_1 + 1) (V_2^2 - V_1^2) = 0$$

Dado que el área en la garganta del estrangulador es menor a el que se tiene en la línea de descarga que está antes de la restricción, las velocidades de flujo que se presentan en ambas superficies son de distinto valor. Considerando lo anterior es lógico pensar que la velocidad que se presenta en la garganta del estrangulador (v_2) es mucho mayor a la que se tiene en la tubería antes mencionada (v_1); esto hace posible poder despreciar el término v_1 .

Por lo que, la velocidad del fluido en la garganta del estrangulador, se expresa como :

$$v_2 = \left[\left(\frac{2}{m_1 + 1} \right) \left(\frac{1}{k-1} \right) b^{1/k} \left[\left(p_1^{\frac{k-1}{k}} - p_2^{\frac{k-1}{k}} \right) \right] + \frac{2 \bar{V}_1}{m_1 + 1} (p_1 - p_2) \right]^{0.5}$$

----- (2.26)

De la ecuación (2.25), se obtiene la relación :

$$(\bar{V}_1 - \bar{V}_2) = \left[\frac{b}{p_1} \right]^{1/k}$$

Combinando términos :

$$v_2 = \left[\left(\frac{2}{m_1 + 1} \right) \left(\frac{k}{k-1} \right) (\bar{V}_1 - \bar{V}_2) p_1 \left[1 - \left[\frac{p_2}{p_1} \right]^{\frac{k-1}{k}} \right] + \frac{2 \bar{V}_1}{m_1 + 1} \left(1 - \frac{p_2}{p_1} \right) \right]^{0.5}$$

----- (2.27)

En el trabajo presentado por Ros, se establece que la relación volumétrica gas-líquido antes de la restricción se define como :

$$R = \frac{\bar{V}_g - \bar{V}_l}{\bar{V}_l}$$

substituyéndola en la ecuación (2.34):

$$\frac{v_2}{\bar{V}_l} = \left[\frac{2p_1}{1+m_l} \right]^{0.5} \left[\left(\frac{k}{k-1} \right) R \left[1 - \left[\frac{p_2}{p_1} \right]^{\frac{k-1}{k}} \right] + \left(1 - \frac{p_2}{p_1} \right) \right]^{0.5}$$

----- (2.28)

Por otro lado, el flujo total de masa, q_m , se puede derivar a partir de: la velocidad del fluido a la entrada del estrangulador, v_1 , el coeficiente de descarga, C_d , y de la densidad de la mezcla a la entrada de la restricción, $(1/\bar{V}_1)$, esto se expresa como :

$$q_m = \frac{A C_d v_1}{\bar{V}_1} \quad \text{----- (2.29)}$$

despejando a la velocidad (v_1):

$$v_1 = \frac{q_m \bar{V}_1}{A C_d}$$

y substituyendo en la ecuación (2.28) :

$$\frac{q_m \bar{V}_1}{A C_d \bar{V}_l} = \left[\frac{2 p_1}{1 + m_l} \right]^{0.5} \left[\left(\frac{k}{k-1} \right) R \left[1 - \left[\frac{p_2}{p_1} \right]^{\frac{k-1}{k}} \right] + \left(1 - \frac{p_2}{p_1} \right) \right]^{0.5}$$

----- (2.30)

Empleando la ecuación (2.25) se puede obtener :

$$\frac{P_1}{P_2} = \frac{(\bar{V}_1 - \bar{V}_l)^k}{(\bar{V}_2 - \bar{V}_l)^k}$$

Despejando a el volumen (\bar{V}_2) de la expresión anterior tenemos que :

$$\bar{V}_2 = (\bar{V}_1 - \bar{V}_l) \left[\frac{P_2}{P_1} \right]^{-1/k} + \bar{V}_l$$

que al multiplicarla por la densidad del liquido ($1/V_l$):

$$\frac{\bar{V}_2}{\bar{V}_l} = R \left[\frac{P_2}{P_1} \right]^{-1/k} + 1 \text{ ----- (2.31)}$$

Finalmente substituyendo la ecuación (2.31) en la (2.28), para llegar a la ecuación de balance de energía que simula el comportamiento del flujo multifásico a través de una restricción :

$$\frac{q_m}{A C_d} \left[\frac{\bar{V}_l (1 - m_l)}{2 P_1} \right]^{0.5} = \frac{\left[R \left(\frac{k}{k-1} \right) \left[1 - \left(\frac{P_2}{P_1} \right)^{\frac{k-1}{k}} \right] + \left(1 - \frac{P_2}{P_1} \right) \right]^{0.5}}{R \left[\frac{P_2}{P_1} \right]^{-1/k} + 1} \text{ ----- (2.32)}$$

Que es la misma ecuación que presenta Ros, la cual solo se encuentra en función del flujo de masa de gas y de liquido (q_m), del área de la restricción (A), de la presión corriente arriba del estrangulador (P_1), y de la presión corriente abajo del mismo (P_2) .

II.6.- RELACION DE PRESIONES CRITICAS

Como se mencionó en el capítulo I, para definir el tipo de flujo existente a través de una restricción, es necesario establecer la relación entre la presión corriente arriba y la que se tiene corriente abajo del estrangulador. Por lo que, para obtener las condiciones de flujo crítico es necesario conocer la relación de presiones críticas, la cual fue establecida por Ros mediante el procedimiento siguiente:

En primera instancia Ros define un gasto adimensional, q , el cual se encuentra en función de:

$$q = \frac{\left[R \left(\frac{k}{k-1} \right) \left[1 - \left[\frac{P_2}{P_1} \right]^{\frac{k-1}{k}} \right] + \left(1 - \frac{P_2}{P_1} \right) \right]^{0.5}}{1 + R \left[\frac{P_2}{P_1} \right]^{-1/k}}$$

----- (2.33)

Además, para garantizar la existencia de flujo crítico, el gasto adimensional deberá ser independiente a las variaciones que se puedan presentar en la presión corriente abajo del estrangulador. Con lo anterior se determina que:

Haciendo:

$$X = \frac{P_2}{P_1}$$

y considerando que:

$$\frac{dq}{dX} = 0$$

entonces :

$$X = X_c$$

donde, X_c , es la relación de presiones bajo condiciones críticas.

Igualando la ecuación (2.33) a cero y diferenciándola para obtener una expresión que esté definida en función de la relación de presiones críticas, X_c , de el exponente de expansión politrópica, k , y de la relación volumétrica gas-líquido, R , esto es :

$$R \frac{k}{k-1} = X_c \left[(k+1) + R X_c^{-1/k} \frac{(k^2 - k)}{2(k-1)} \right] \text{ ---- (2.34)}$$

Experimentalmente Ros obtuvo los valores de k y X_c , los cuales son 1.04 y 0.544 respectivamente, cabe mencionar que estos fueron obtenidos a partir de numerosas pruebas realizadas en el campo medidas a condiciones de flujo. Además, contempla que para absorber los posibles errores que se puedan ocasionar por los valores de estas constantes (n, X_c), se introduce en el desarrollo el coeficiente de descarga. Este se define como:

$$C = \frac{q_m \text{ medido}}{q_m \text{ calculado}}$$

Si por alguna razón, el coeficiente de descarga no puede ser obtenido, para fines prácticos se puede considerar como igual a la unidad .

Con lo anterior la ecuación queda como :

$$q_m = 7.392 C_d A \left[\frac{P_1}{V_L (1 + m_L)} \right]^{0.5} \left[\frac{R + 0.76}{R + 0.56} \right]^{0.5} \text{ --- (2.35)}$$

En resumen, la ecuación (2.35) nos permite calcular el flujo de masa de gas y líquido a través de un estrangulador superficial bajo condiciones críticas, es decir; que al efectuar una simulación de flujo utilizando esta ecuación se va a tener la certeza de que cualquier modificación en las condiciones prevalescientes corriente abajo del estrangulador no van afectar las que se tienen corriente arriba de éste, y por consiguiente; los resultados obtenidos no podrán variar .

II.7.- CONDICIONES DE FLUJO DE GAS A TRAVES DE UN ESTRANGULADOR

Quando por el estrangulador solo existe flujo de gas, bajo condiciones preestablecidas como; la de considerar que se trata de un gas ideal, en un proceso adiabático y en el que no se consideran las pérdidas de presión debida a la fricción . La velocidad de este puede ser calculada con la ecuación propuesta por Saint Venant ⁽¹⁾ :

$$v_2 = \left[2 \frac{k p_1}{(k-1) \rho_1} \left[1 - \left[\frac{p_2}{p_1} \right]^{\frac{k-1}{k}} \right] \right]^{0.5} \quad \text{----- (2.36)}$$

El sufijo 1, indica que el parámetro en cuestión se encuentra a las condiciones corriente arriba del estrangulador. Mientras, el sufijo 2 representa las condiciones corriente abajo del mismo .

Quando existe un cambio de estado, bajo condiciones adiabáticas, la densidad que se tiene corriente arriba de la restricción queda definida por :

$$\rho_1 = \rho_2 \left[\frac{p_1}{p_2} \right]^{\frac{1}{k}}$$

(1) Saint Venant, referencia No. e presentado al final del trabajo .

y la masa de gas que fluye a través del estrangulador por unidad de tiempo es :

$$q_{gm} = q_{g2} \rho_2 = \frac{d_e^2 \pi}{4} v_2 \rho_2 \quad \text{----- (2.37)}$$

por lo que, el gasto de gas estará en función de :

$$q_g = \frac{q_{gm}}{\rho_n}$$

Entonces, utilizando una ecuación de estado se puede definir a ρ_n como :

$$\rho_n = \frac{P_n M}{R T_n}$$

Substituyendo las expresiones anteriores en la ecuación (2.36) e introduciendo el coeficiente de descarga (Cd), y asumiendo, que el flujo de gas a través del estrangulador se realiza bajo condiciones estandar el gasto de gas se expresa como :

$$q_g = (2R)^{0.5} \frac{\pi}{4} d_e^2 P_1 \frac{P_n}{P_n} C_d \left[\frac{1}{M T_1^{k-1}} \left[\frac{P_2}{P_1} \right]^{\frac{1}{k}} - \left[\frac{P_2}{P_1} \right]^{\frac{k+1}{k}} \right]^{0.5}$$

----- (2.38)

En unidades del sistema internacional; el término $(2R)^{0.5} \pi/4 = 101.3$. Por lo que, en unidades del sistema ingles, la ecuación (2.38) se expresa como :

$$q_g = 3.09412 d_e^2 P_1 \frac{T_n}{P_n} C_d \left[\frac{1}{M T_1^{k-1}} \left[\left[\frac{P_2}{P_1} \right]^{\frac{1}{k}} - \left[\frac{P_2}{P_1} \right]^{\frac{k+1}{k}} \right] \right]^{0.5}$$

----- (2.38a)

donde :

q_g ; gasto de gas (pie³/seg)

d_e ; diámetro del estrangulador (pg)

p_1 ; presión corriente arriba del estrangulador (lb/pg²)

p_2 ; presión corriente abajo del estrangulador (lb/pg²)

p_n ; presión a la que se encuentra el flujo de gas (lb/pg²)

T_1 ; temperatura corriente arriba del estrangulador (°R)

T_n ; temperatura a la que se encuentra el flujo de gas en (°R)

C_d ; coeficiente de descarga (adimensional)

M ; masa molecular del gas (lb/mole-lb)

k ; coeficiente de expansión politrópica (adimensional)

Las ecuaciones (2.36) y (2.38) están condicionadas a el valor que tome la relación de presiones críticas . Por lo que, esta se define como :

$$\left[\frac{p_2}{p_1} \right]_c = \left[\frac{2}{k+1} \right]^{\frac{k}{k-1}} \quad \text{----- (2.39)}$$

El diámetro del estrangulador (d_e) puede obtenerse al despejarlo de la ecuación (2.23) quedando como :

$$d_e = \left[q_g \frac{p_n}{T_n} \frac{(M T_1)^{0.5}}{3.09412 p_1 C C_d} \right]^{0.5} \quad \text{----- (2.40)}$$

donde :

$$C = \left[\left(\frac{k}{k-1} \right) \left[\left[\frac{p_2}{p_1} \right]^{\frac{2}{k}} - \left[\frac{p_2}{p_1} \right]^{\frac{k+1}{k}} \right] \right]^{0.5}$$

Con el fin de justificar el procedimiento anterior se presenta el siguiente ejemplo :

Ejemplo 2.1:- Se tiene flujo de gas a través de un estrangulador de 0.3937 (pg) de diámetro. Si $M=20$ (Lb/mole-lb), $k=1.25$, $C_d=0.85$, $p_n=14.696$ (Lb/pg²), $T_n=160$ (°R), $p_1=514.36$ (Lb/pg²), $p_2=411.488$ (Lb/pg²) $T_1=185$ (°R). Calcular el gasto de gas para estas condiciones :

Solución :

Haciendo la relación de presiones (p_2/p_1):

$$\frac{p_2}{p_1} = \frac{411.488}{514.36} = 0.80$$

substituyendo esta relación y los datos correspondientes en la ecuación (2.38a):

$$q_g = 3.094112(0.3937)^2(514.36) \frac{160}{14.696} (0.85) (6.42444 \times 10^{-8})$$

$$q_g = 14.67 \text{ (pie}^3\text{/seg)}$$

Por otro lado, si utilizamos condiciones críticas :

$$\left[\frac{p_2}{p_1} \right]_c = \left[\frac{z}{1.25 + z} \right]^{1.25/(1.25-1)} = 0.555$$

entonces, substituyendo este valor en la ecuación (2.38a):

$$q_g = 3.09412(0.3937)^2(514.36) \frac{160}{14.696} (0.85) (7.64984 \times 10^{-8})$$

$$q_g = 17.463 \text{ (pie}^3\text{/seg)}$$

Por otro lado, existe un análisis para determinar el diámetro del estrangulador cuando se tiene flujo de gas a través de él, basado en la combinación de una ecuación de estado y la ecuación de Bernoulli en el que se considera un flujo adiabático sin fricción, y en el que además puede ser aplicado para flujo crítico o flujo subcrítico indistintamente :

$$q_g = \frac{C_d P_{th} d_o^2}{(\gamma_g (T+460))^{0.5}} \left[\frac{k}{k-1} H \right]^{0.5} \quad \text{----- (2.41)}$$

donde :

$$H = \left[\frac{p_o}{p_{th}} \right]^{\frac{2}{k}} - \left[\frac{p_o}{p_{th}} \right]^{(k+1)k}$$

Bajo condiciones estandar, ($P=14.7 \text{ lb/pg}^2$ y $T=60^\circ\text{F}$) el coeficiente de descarga es :

$$C_d = 1.9083 \times 10^{-4}$$

Para homogeneizar la ecuación, las variables restantes deberán estar en unidades prácticas de campo.

Pero, Cook y Dotterweich⁽¹⁾ plantearon la siguiente ecuación para el cálculo de el diámetro del estrangulador cuando por él existe flujo de gas :

$$q_g = 155500 C_d A_p \left[\frac{64.34 k H}{\gamma_g (\bar{T} + 460)(k-1)} \right]^{0.5} \quad \text{----- (2.42)}$$

donde : A_p , es el área del estrangulador en pg^2 .

Para obtener el valor del coeficiente de descarga (C_d), se presenta una correlación obtenida a partir de datos experimentales en la que se presenta que para :

(1) Cook y Dotterweich, referencia No. 9 presentada al final del trabajo .

$$\frac{2}{64} \leq d_0 \leq \frac{32}{64}$$

entonces :

$$C_d = 0.5489239 + 3.720401 \times 10^{-2} d_0 - 1.603191 \times 10^{-3} d_0^2 + 2.38711 \times 10^{-5} d_0^3 - 4.942371 \times 10^{-8} d_0^4$$

Mientras que si :

$$d_0 > 32/64$$

entonces; el coeficiente de descarga es constante e igual a :

$$C_d = 0.828$$

Finalmente, el diámetro del estrangulador puede ser calculado con la siguiente ecuación :

$$d_0 = 64 (4 C_d A / \pi)^{0.5} \text{ ----- (2.43)}$$

Es importante señalar que para la obtención del diámetro del estrangulador, se deberá identificar el tipo de flujo presente a través de la restricción, para así poder utilizar las ecuaciones adecuadas en este procedimiento.

II.8. - OBTENCION DE LA RELACION DE CALORES ESPECIFICOS

Es difícil saber con exactitud el valor de este parámetro, ya que para su obtención exacta intervienen características específicas del gas; como por ejemplo la composición molecular. Sin embargo, existen ecuaciones experimentales y gráficas que facilitan la predicción de esta relación.

La figura (2.2) nos permite obtener, en una forma muy sencilla, el valor de la relación de calores específicos (k). Esta gráfica se encuentra en función de la temperatura y la densidad relativa del gas.

Analicamente, en este trabajo se utilizaran las siguientes ecuaciones para tal efecto :

$$k = b_0 + b_1x + b_2x^2 + b_3x^3 + b_4x^4 + b_5x^5 + b_6x^6 + b_7x^7 + b_8x^8 + b_9x^9 \quad \text{----- (2.44)}$$

$$x = 10 \gamma_g - 7.1$$

$$b_0 = 1.245874 - 0.027331Y - 0.017771Y^2 + 0.00305Y^3 + 0.013167Y^4$$

$$b_1 = -.027336 + 0.001484Y - 0.015829Y^2 + 0.0033 Y^3 + 0.015654Y^4$$

$$b_2 = 0.002485 - 0.008877Y + 0.020643Y^2 + 0.009488Y^3 - 0.021162Y^4$$

$$b_3 = 0.002334 - 0.007175Y + 0.025258Y^2 + 0.009191Y^3 - 0.024669Y^4$$

$$b_4 = 0.000717 + 0.006973Y - 0.017431Y^2 - 0.007491Y^3 + 0.017444Y^4$$

$$b_5 = 0.002823 - 0.004985 Y^2 - 0.004656 Y^3 + 0.006673 Y^4$$

$$b_6 = -0.001784 Y + 0.003282 Y^2 + 0.002643 Y^3 + 0.006673 Y^4$$

$$b_7 = 0.000029 - 0.000056 Y - 0.000191 Y^2 + 0.000223 Y^3$$

$$b_8 = -0.000041 + 0.00008 Y - 0.000275 Y^2 - 0.000321 Y^3$$

$$b_9 = 0.000028 + 0.000056 Y$$

$$Y = 0.01 T - 1.5$$

Siendo :

T : la temperatura a la que se encuentra el gas ($^{\circ}$ F).

γ_g : la densidad relativa del mismo (adimensional) .

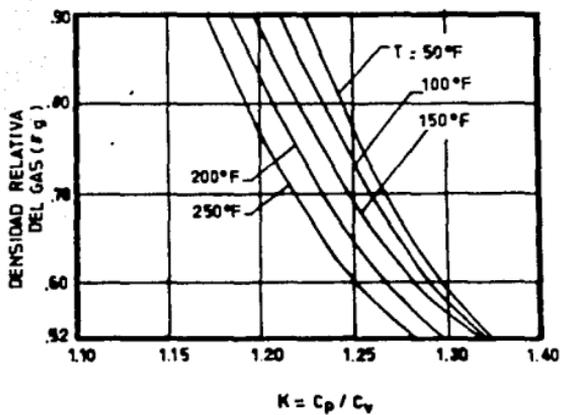


FIG.(2.2).- RELACION DE CALORES ESPECIFICOS EN FUNCION DE LA TEMPERATURA Y LA DENSIDAD RELATIVA DEL GAS .

III.- ESTUDIO DE LAS CORRELACIONES QUE CONTEMPLAN FLUJO CRITICO

La necesidad de tener un procedimiento que permitiera la simulación del flujo multifásico a través de un estrangulador superficial, condujo a varios investigadores a obtener correlaciones desarrolladas en forma empírica. Estas en primera instancia han ayudado a resolver un sin número de dudas con respecto a la instalación o no de un estrangulador en un determinado pozo. Así como también, a determinar la influencia que sobre este proceso tienen las demás variables, tales como; la presión corriente arriba, la presión corriente abajo de la restricción, el diámetro del orificio y el gasto de aceite a obtener.

Aunque todas las correlaciones existentes al respecto, parten de la teoría del flujo crítico, en este trabajo se pretende hacer un análisis por separado de aquellas en las que el flujo subcrítico es la fundamentación de dichas correlaciones.

En primer orden, en este capítulo se estudiarán las consideraciones y fundamentos que presentan los trabajos más usados, así como los de reciente publicación en cuanto a el comportamiento de un flujo multifásico bajo condiciones críticas.

III.1.- FRONTERA DEL FLUJO CRITICO

Una de las principales diferencias entre las correlaciones, independientemente de las suposiciones asumidas en cada una de ellas, es la de establecer un valor que sirva como frontera para la existencia o no del flujo crítico, este parámetro varía de acuerdo al criterio de cada autor. Como ya se mencionó en el capítulo I, la existencia de flujo crítico se condiciona a que la velocidad del fluido corresponda a la velocidad del sonido del flujo en cuestión, o que se cumpla que el gasto que pase a través de la restricción sea constante e independiente de la presión corriente abajo del orificio.

En el trabajo presentado por Wallis⁽¹⁾, se establece que la velocidad sónica de una mezcla homogénea está definida como :

$$v_{sm} = \left[(\rho_l \lambda_l + \rho_g \lambda_g) \left[\frac{\lambda_l}{\rho_l v_{sl}} + \frac{\lambda_g}{\rho_g v_{sg}} \right] \right]^{-0.5} \quad \text{--- (3.1)}$$

De sus experimentaciones realizadas dedujo que la velocidad sónica del líquido (v_{sl}) era equivalente a 4950 (pie/seg). Mientras que la del gas se determina con la siguiente ecuación :

$$v_{sg} = \left[\frac{k p_z}{\rho_g} \right]^{0.5}$$

Con lo anterior, se puede definir el número Mach (M) como la relación de la velocidad real de la mezcla (v_m) a la velocidad sónica de esta (v_{sm}), estas medidas a las condiciones corriente abajo de estrangulador. Es decir:

$$M = \frac{v_m}{v_{sm}}$$

y si este valor es mayor o igual a la unidad, se podrá considerar que el flujo en estudio se encuentra bajo condiciones críticas . Al analizar las ecuaciones anteriores se puede deducir que el flujo crítico depende en gran medida de la cantidad de gas presente en la mezcla de hidrocarburos .

(1) Wallis, G.B., referencia No. 6 presentada al final del trabajo .

Por otro lado, existe otro criterio para fijar las condiciones del flujo crítico, éste basado en la relación de presiones críticas (P_2/P_1) obtenida experimentalmente por cada investigador. En la tabla (3.1) se indican algunos de estos valores :

TABLA 3.1

CORRELACION	RELACION DE PRESIONES CRITICAS
Gilbert	< 0.588
Ros-Fortunati	= 0.5
Poettman y Beck	<= 0.55
Omaña	<= 0.546
Ashford	<= 0.544

Adicionando más sobre el particular, existe un trabajo presentado por Gould⁽¹¹⁾ en el que se indica que para obtener la relación de presiones críticas, ésta depende de la relación de capacidad calorífica del gas presente en el flujo simultáneo del líquido, así como también de las propiedades de los fluidos.

III.2. - CORRELACION DE GILBERT

El trabajo presentado por Gilbert⁽¹²⁾ es uno de los primeros que abordan este tema, en él se especifica que este se obtuvo a partir de datos de producción reales obtenidos de pozos del campo Ten Section. Por lo anterior, es de suponer que en esta correlación no se establecieron suposiciones que permitieran simular el flujo multifásico a través del estrangulador. La ecuación derivada a partir de los datos es la siguiente :

$$P_1 = \frac{10 R^{0.546} Q_0}{E^{1.89}} \quad \text{----- (3.2)}$$

(11) Gould, T. L., hace una discusión al trabajo presentado por Ashford, referencia No. 7 de este trabajo .

(12) Gilbert, V. E., referencia No. 8 de este trabajo .

donde:

p_1 : presión corriente arriba del estrangulador (lb/pg²)

R : relación gas líquido (pie³/bl)

q_g : gasto de aceite (bl/día)

s : diametro del estrangulador (64 avoa. de pulgada)

Es evidente que la ecuación (3.2) está bajo condiciones críticas ya que es independiente de la presión corriente abajo del mismo.

Gilbert considera que esta expresión es válida para una relación de presiones (p_2/p_1) menor o igual a 0.588, dado que para valores mayores a este, el tamaño del estrangulador calculado al utilizar su ecuación indicaría la presencia de flujo subcrítico a través de él, de tal manera que la respuesta del pozo sería muy sensible a los cambios corriente abajo de la restricción.

Además, en su trabajo se presenta una solución aproximada a su ecuación representada por un nomograma mostrado en la figura (3.1), la cual se encuentra dividida en dos gráficas; la primera muestra el comportamiento de un estrangulador de 10/64pg de diametro, y la segunda permite corregir el valor obtenido, correlacionándolo con orificios de diferentes tamaños. Este nomograma puede utilizarse para determinar cualquiera de las cuatro variables involucradas en la ecuación, siempre y cuando sean conocidas las tres restantes.

De el análisis realizado a este trabajo se puede decir que la variable de mayor peso en esta expresión es la relación gas-líquido, ya que si se presentan fluctuaciones en el valor de esta se pueden propiciar valores erróneos en las dimensiones del estrangulador, al querer obtener un gasto de líquido previamente establecido.

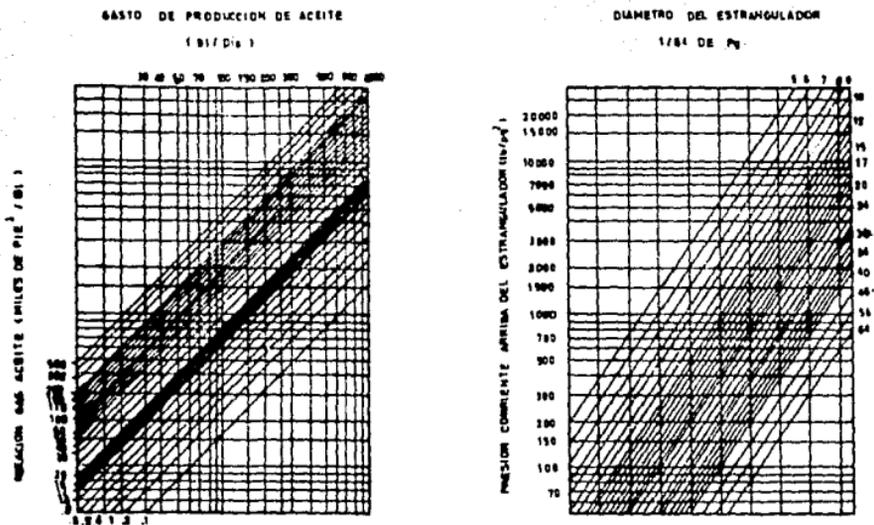


FIG.(3.11). NOMOGRAMA QUE PERMITE DETERMINAR EL COMPORTAMIENTO DE UN ESTRANGULADOR SEGUN LA TEORIA DESARROLLADA POR GILBERT.

III.3. - CORRELACION DE ROS

Como ya se mencionó en el capítulo anterior, la teoría del flujo multifásico a través de restricciones fue desarrollada en gran parte por Ros⁽¹⁾, con el fin de hacer un estudio más detallado de este trabajo se presenta lo siguiente:

Básicamente, el autor partió del hecho de considerar que la velocidad de la mezcla de hidrocarburos en la garganta del estrangulador es uniforme, a partir de lo cual supuso que :

- El proceso se desarrolla bajo una expansión politrópica del gas.
- Desprecia la energía potencial y las pérdidas por energía irreversible, exceptuando aquellas debidas al resbalamiento.

A continuación se presentan las ecuaciones que en forma fundamental son la base de este trabajo, el desarrollo detallado de estas se describe en el procedimiento presentado en el capítulo II .

a).- Balance de Energía :

$$\int_{p_1}^{p_2} V dp + \int_{v_1}^{v_2} (m_1 + 1) v dv = 0$$

b).- Gasto de masa :

$$q_m = \frac{A C_d v^2}{v^2}$$

c).- Expansión politrópica del gas:

$$p (\bar{V} - \bar{V}_1)^k = b$$

(1) Ros, N. C., referencia No. 2 de este trabajo .

d).- Relación gas libre-líquido a presión y temperatura medidas a las condiciones corriente arriba del orificio .

$$R(p,T) = \frac{\bar{V}_g - \bar{V}_l}{\bar{V}_l}$$

Para con ella obtener :

$$q_m = AC_d \left[\frac{2 p_1}{\bar{V}_l (1 + m_l)} \right]^{\frac{1}{2}} \left[\frac{\left[\left(\frac{k}{k-1} \right) R \left[1 - \left[\frac{p_2}{p_1} \right]^{\frac{k-1}{k}} \right] + \left[1 - \left(\frac{p_2}{p_1} \right) \right] \right]^{\frac{1}{2}}}{R \left[\frac{p_2}{p_1} \right]^{-1/k} + 1} \right] \quad (3.3)$$

Los resultados obtenidos mediante estas ecuaciones fueron comparados con datos de campo, encontrándose que estos estaban dentro de una tolerancia aceptable.

Por lo tanto, él pudo concluir que el fenómeno que ocurre dentro de la restricción presenta un patrón de flujo tipo niebla; por lo que, cualquier capa de líquido adherida a las paredes del estrangulador podría despreciarse. Debido a lo anterior, las gotas de líquido son aceleradas por la velocidad del gas, en consecuencia; el resbalamiento entre las fases que ocurre a la salida del orificio puede despreciarse.

Finalmente concluyó que la fricción debida a la pared del estrangulador no se considera si la garganta de este es menor a 1 cm de longitud .

III.4. - POETTMAN Y BECK

El trabajo presentado por estos autores⁽¹⁾ es una extensión al trabajo inicial de Ros, en este las ecuaciones se presentan para ser utilizadas en unidades prácticas de campo. Además se hacen las siguientes aclaraciones :

- 1.- Las ecuaciones quedan condicionadas solo para la existencia de flujo critico a través del estrangulador.
- 2.- Solo se puede determinar el gasto de flujo en dos fases (gas-aceite) por lo que, tratándose de un pozo con producción de agua, los resultados obtenidos con este procedimiento no son cien por ciento confiables.
- 3.- Como en la ecuación resultante, se involucran propiedades de los fluidos, se recomienda obtenerlas mediante la correlación de Borden y Rzasa⁽²⁾.

Partiendo de la siguiente expresión :

$$q_l = AC_d \left[\frac{2 p}{V_l (1 + (1-\alpha) m_l)} \right]^{0.5} \left[\frac{(0.413 + 0.04) (r + 0.7506 + 0.766)^{0.5}}{r + 0.5533 + 0.330} \right]$$

----- (3.4.1)

en donde, para convertir a unidades prácticas de campo se utilizan las siguientes expresiones :

$$Q_l = \frac{86400 \phi_m}{5.615 \rho_o + 0.0765 \gamma_g R}$$

----- (3.4.2)

$$p = \frac{P_s}{4636.8}$$

----- (3.4.3)

(1) Trabajo presentado por Poettman y Beck en 1968, referencia No. 9 de la presentada al final del trabajo.

(2) Borden y Rzasa, referencia No. 10 de este trabajo .

$$m_l = \frac{1}{1 + R(\rho_g/\rho_o)} \quad \text{----- (3.4.4)}$$

$$V_L = \frac{m_l}{\rho_o} \quad \text{----- (3.4.5)}$$

Considerando a $\alpha=0.5$ y substituyendo las ecuaciones (3.4.2) y (3.4.3) en la ecuación (3.4.1), se tiene :

$$q_L = \frac{86400 AC_d}{\rho_m} \left[\frac{9273.6 P_1}{V_L (1+0.5m_l)} \right]^{0.5} \left[\frac{0.4513 (r + 0.766)^{0.5}}{r + 0.5663} \right]$$

----- (3.4.6)

donde :

$$r = \frac{0.00504 T_1 Z_1 (R_p - R_a)}{P_1 B_{ol}} \quad (\text{pie}^3 \text{ gas/pie}^3 \text{ liq})$$

o bien :

$$r = \frac{v_{ag}}{v_{ol}}$$

además :

$$m_l = \frac{1}{1 + r \left[\frac{\rho_{gl}}{\rho_{ll}} \right]}$$

$$V_L = \frac{m_l}{\rho_l}$$

$$\rho_m = 5.614 \rho_l + 0.0765 \gamma_g R_p$$

$$\rho_{l \text{ c.o.}} = (\rho_o + \rho_v) \text{ c.o.}$$

Para validar el procedimiento teórico de este trabajo, los autores presentan tres nomogramas que permiten obtener el gasto de flujo a través de un estrangulador de un diámetro determinado. En estas se tienen como variables la presión corriente arriba del orificio (p_1), la relación gas aceite producido (\bar{R}_p) y el diámetro del estrangulador (d_0), para obtener el gasto de aceite (q_0) que pasa a través de la restricción. Cabe mencionar, que es posible conocer cualesquiera de los parámetros: siempre y cuando se conozcan tres de ellas.

Las especificaciones bajo las cuales fueron diseñadas son las siguientes; la densidad relativa del gas considerado fue de 0.6, así como una temperatura de 85 °F. En las gráficas se indica claramente el rango de densidades de aceite que se pueden correlacionar.

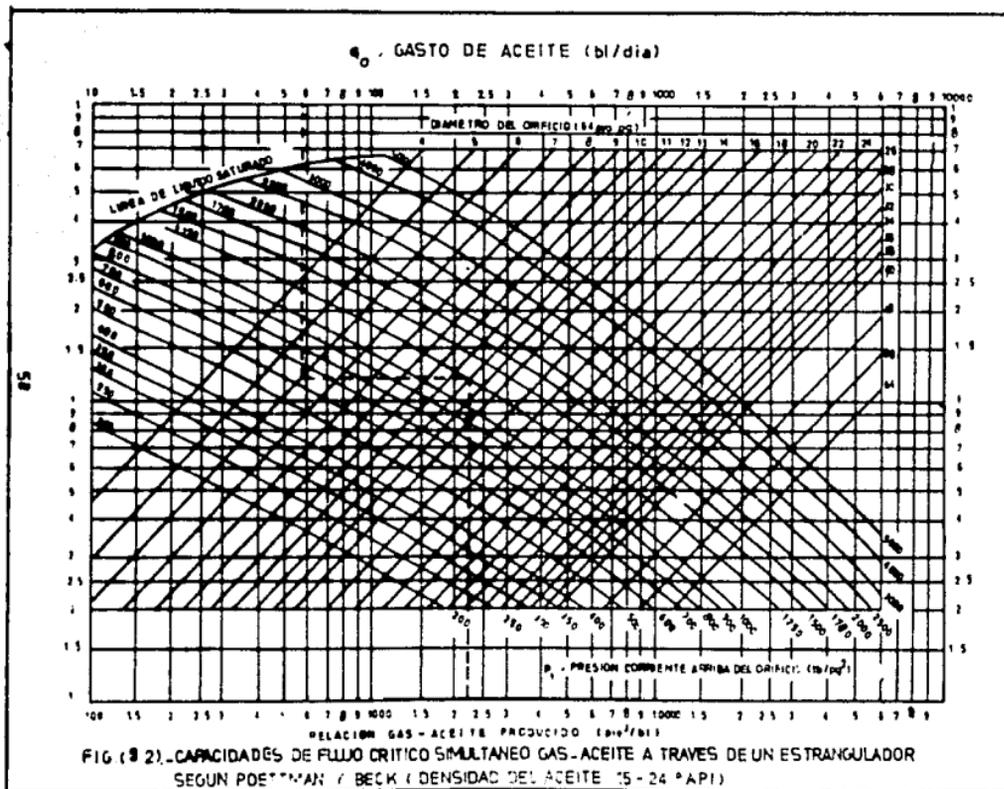
El procedimiento de obtención de las variables especificadas es gráfico y se indica en las figuras (3.2), (3.3) y (3.4).

A manera de conclusión de este trabajo; se dirá que al hacer comparaciones de los resultados obtenidos con estas gráficas y los proporcionados por pruebas de campo, se pudo observar que los nomogramas predijeron valores que en su conjunto daban un promedio de error del + 6.5 %.

III.5. - OMAÑA, HOUSTERE, BRILL Y THOMPSON

El estudio llevado a cabo por Omaña y sus colaboradores⁽¹³⁾ se enfocó a la obtención de una correlación empírica que determinara el flujo de dos fases, gas-líquido, a través de estranguladores superficiales. Esta basada principalmente en función de números o grupos adimensionales.

(13) Omaña y colaboradores. referencia No. 11 de este trabajo



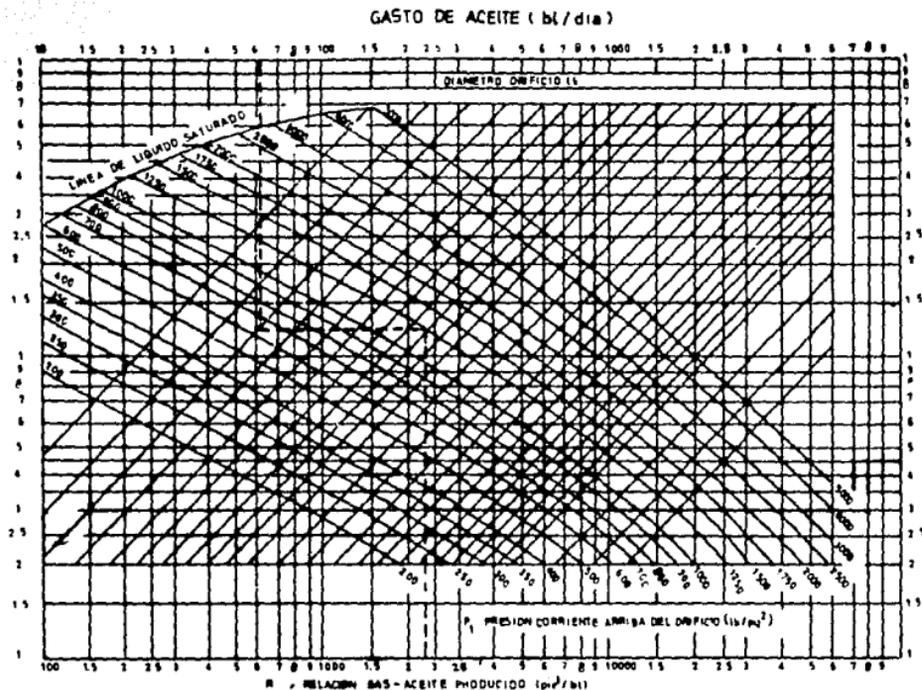
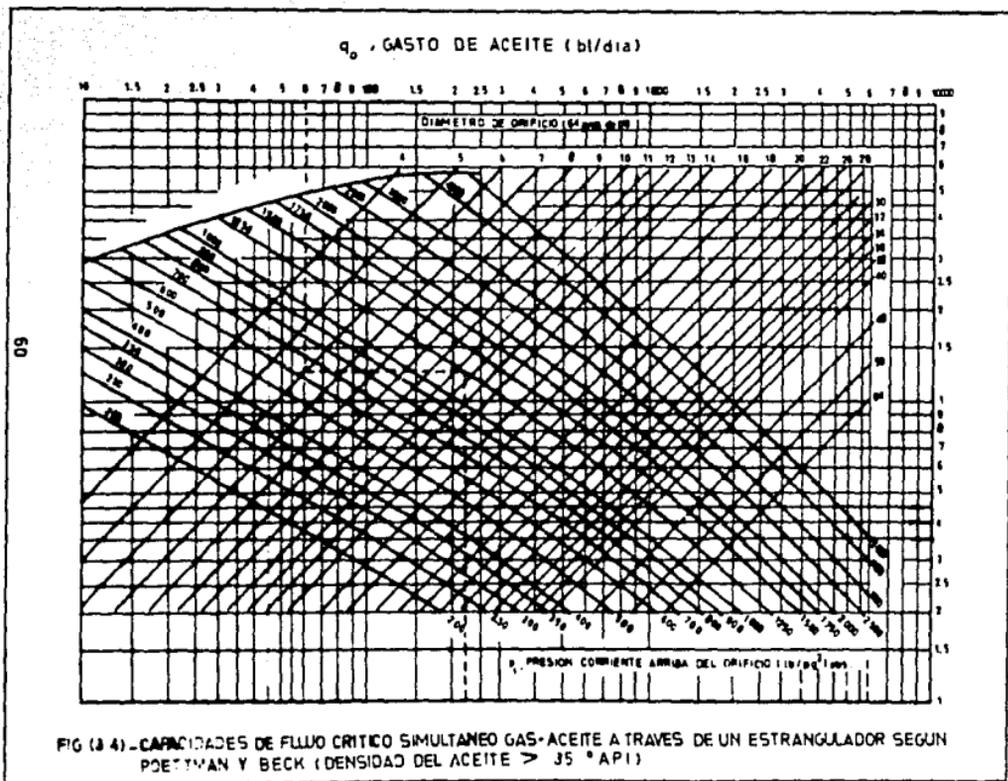


FIG.(3.3) - CAPACIDADES DE FLUJO SIMULTANEO GAS-ACEITE A TRAVES DE UN ESTRANGULADOR SEGUN POETTMAN Y BECK (ACEITE 25-34 °API).



El objetivo del experimento fue determinar el máximo gasto posible a través de cada uno de los estranguladores probados. De tal manera que, en primer orden se realizó la prueba utilizando solo fase líquida, para posteriormente efectuarla con gas y finalmente integrar las dos fases mezcladas con diferentes relaciones gas-líquido.

Los experimentos contemplaron los siguientes rangos de valores :

Presión corriente arriba (p_1) : 400 - 1000 (lb/pg²)

Presión corriente abajo (p_2) : 300 - 900 (lb/pg²)

Gastos :

gas (q_g) : 0 - 7 (MM pie³/día)

agua (q_v) : 0 - 800 (bl/día)

Diámetros de estranguladores : 4,6,8,10,12 y 14/64 pg.

Las propiedades de los fluidos utilizados en las pruebas fueron las siguientes :

- Agua :

densidad relativa = 1.01

tensión superficial = 66 (dinas/cm)

viscosidad = 1.01 cp a 80 °F

- Aire :

densidad relativa = 0.611

viscosidad = 0.012 cp a 80 °F

Una vez terminados los experimentos, se procedió al análisis de los resultados y a partir de estos se establecieron tres grupos adimensionales: los gobernantes, los dependientes y los de ajuste. Estos en unidades prácticas de campo son :

1.- GRUPOS GOBERNANTES :

a).- Diámetro

$$N_d = 120.872 d_e \left[\frac{\rho_{lg}}{\tau_{lg}} \right]^{0.5}$$

b).- Velocidad del líquido

$$Nv_l = 1.938 v_{sls} \left[\frac{\rho_{ll}}{\tau_{ll}} \right]^{0.5}$$

c).- Velocidad del gas

$$Nv_g = 1.938 v_{ags} \left[\frac{\rho_{lg}}{\tau_{lg}} \right]^{0.5}$$

d).- Relación gas líquido

$$R = \frac{Nv_{gs}}{Nv_{ls}} = \frac{v_{ags}}{v_{sls}}$$

e).- Viscosidad del líquido

$$N_l = 0.15726 \mu_{ll} \left[\frac{1}{\rho_{ll} \tau_{ll}^2} \right]^{0.25}$$

f).- Relación de densidades

$$N_p = \frac{\rho_{gs}}{\rho_{ls}}$$

g).- Presión corriente arriba del estrangulador

$$N_{ps} = 1.75 \left[\frac{P_s}{(\rho_{ll} \tau_{ll})^{0.5}} \right] \times 10^{-2}$$

2.- GRUPO DEPENDIENTE

- Gasto de líquido

$$N_{q_l} = 1.84 q_l \left[\frac{\rho_{ll}}{\tau_{ll}} \right]^{1.25}$$

3.- GRUPO DE AJUSTE

- Producción

$$Q_d = \frac{1}{1 + R}$$

Utilizando el método de regresión múltiple, los autores llegaron a la expresión final siguiente:

$$N_q = 0.263 N_p^{-0.49} N_{p1}^{0.19} G_d^{0.657} N_d^{1.0}$$

de donde :

$$q_l = \frac{N_{q1}}{1.84} \left[\frac{\rho_{l1}}{\tau_{l1}} \right]^{1.25} \text{----- (3.5)}$$

A partir de los datos estudiados, ellos determinaron que el número adimensional debido a la viscosidad del líquido (N_l) influya poco en el análisis y por consiguiente se podrían desprestigiar además, el de la velocidad del líquido (N_{vl}) y el de la velocidad del gas (N_{vg}).

Las principales conclusiones que se derivan de esta correlación son :

- 1.- Las ecuaciones obtenidas en este trabajo podrán ser aplicadas a el caso de existencia de flujo crítico a través de la restricción, pero además; los autores mencionan que estas fueron probadas para condiciones subcríticas ($p_2/p_1 > 0.546$), la utilización de las expresiones bajo estas especificaciones deberá realizarse bajo cierta incertidumbre .
- 2.- No se incluye el efecto de la viscosidad debido a que en el experimento se usó solamente agua como fase líquida. Por lo que, la utilización de la ecuación (3.5) deberá ser tomada con precaución cuando se trate de fluidos viscosos .

III.6. - CORRELACION DE F. E. ASHFORD

Basándose en la teoría de Ros, el autor⁽⁴⁾ utiliza los conceptos ahí vertidos para predecir el comportamiento del flujo multifásico a través de un estrangulador

(4) Ashford, F.E., referencia No. 7 de la presentada al final de este trabajo

superficial, cuando éste se encuentra bajo condiciones críticas. Los aspectos que en forma fundamental diferencian a este trabajo con respecto a el que se toma como base son: la consideración de una expansión en la que se involucra a el volumen específico y la velocidad de la mezcla, e introducir en el desarrollo de las ecuaciones la influencia de la fase de gas .

De ahí que difiera de Ros, en la ecuación para determinar la relación volumétrica gas-líquido, para lo cual el propone la siguiente expresión :

$$R(p,T) = \frac{\rho_{c.s} T_s Z_s}{\rho_l T_{c.s}} (R_p - R_s) \left(\frac{1}{5.615} \right)$$

Mediante un procedimiento análogo al desarrollado en el trabajo presentado por Ros, pero en el que se desprecia el término correspondiente a la energía irreversible, es decir; que solo relaciona la pérdida de energía de expansión para un incremento en la energía cinética del fluido cuando este pasa a través de la restricción . Por lo tanto, la ecuación encontrada por Ashford es la siguiente :

$$\frac{q_m}{A C_d} \left[\frac{\bar{V}_l}{2p_1} \right]^{\frac{1}{2}} = \frac{\left[R \left(\frac{n}{n+1} \right) \left[1 - \left(\frac{p_2}{p_1} \right)^{\left(\frac{n+1}{n} \right)} \right] + \left[1 + \left(\frac{p_2}{p_1} \right) \right] \right]^{0.5}}{1 + R \left[\frac{p_2}{p_1} \right]^{-1/(n+1)}} \quad (3.6)$$

El volumen específico de la mezcla cuando no existe resbalamiento entre las fases ($v_g = v_l$) se expresa como :

$$\bar{V}_l = \frac{B_o + WOR}{\rho_o + \frac{\rho_g R_p}{5.615} + WOR \rho_v} \left[\frac{p_i^a}{lb_m} \right]$$

Pero, Ashford observó que bajo condiciones de flujo reales ocurre que la velocidad de la fase de gas es mayor a la que presenta la fase líquida, por lo que la expresión anterior no podrá utilizarse. De ahí que este problema se solucionará al reemplazar a la relación gas-aceite producido (R_p) por la relación gas disuelto-aceite (R_a), argumentando que empíricamente los valores del volumen específico se incrementan en razón proporcional a decrementos en la R_a . Además, los posibles errores que se pudieran cometer al substituir a R_p por R_a serían compensados cuando a la expresión final del gasto de flujo se incorpore el coeficiente de descarga del orificio. Con esto, la ecuación anterior se expresa como:

$$\bar{V}_l = \frac{B_o + WOR}{\rho_o + \frac{\rho_g R_a}{5.615} + WOR \rho_v} \quad \text{--- (3.7)}$$

Entonces, el gasto total de fluido (q_{lf}) y el gasto de masa (q_m) están relacionados por:

$$q_{lf} = q_m \left[\frac{B_o + (R_p - R_a) \frac{T_1 Z_1 \rho_{c.a.}}{p_1 T_{c.a.}} \left(\frac{1}{5.615}\right) + WOR}{\rho_o + \frac{R_p \rho_g}{5.615} + WOR \rho_v} \right] \quad \text{--- (3.8)}$$

El gasto total de fluido puede escribirse en términos del gasto de aceite; esta ecuación en unidades prácticas de campo se expresa como:

$$q_{lf} = q_o \left[B_o + \frac{(R_p - R_a) T_1 Z_1}{198.62 p_1} + WOR \right] \frac{5.615}{86400} \quad \text{--- (3.9)}$$

Substituyendo las ecuaciones (3.7), (3.8) y (3.9) en (3.6) se obtiene :

$$q_o = \frac{1.53 C_d d_o p_i}{(B_o + WOR)^{0.5}} \left[\frac{[(T_{i-1} Z_i (R_p - R_s) + 151 p_i) (\gamma_o + 0.000217 \gamma_g R_p + WOR \gamma_v)]^{1/2}}{(T_{i-1} Z_i (R_p - R_s) + 111 p_i) (\gamma_o + 0.000217 \gamma_g R_p + WOR \gamma_v)} \right] \quad \text{----- (3.10)}$$

Con la expresión (3.10) se obtiene el gasto de aceite en (bl/día) que pasa a través de un estrangulador superficial, bajo condiciones críticas. Pero además, mediante un procedimiento preestablecido se puede obtener también :

- Variaciones en la presión corriente arriba de la restricción, cuando se hacen variar los diámetros.
- El tamaño del estrangulador para que se tenga una determinada presión en la cabeza del pozo, que a su vez proporcione un gasto previamente fijado.

El coeficiente de descarga de orificio (C_d) se obtiene mediante la siguiente relación :

$$C_d = \frac{q_o \text{ medido}}{q_o \text{ calculado}} \quad \text{----- (3.11)}$$

Con lo anterior, se puede establecer el siguiente algoritmo para obtener lo antes mencionado :

- 1.- Suponer un valor inicial para el coeficiente de descarga igual a la unidad ($C_d = 1.0$) y con este obtener el valor de q_o , substituyendo los valores adecuados en la ecuación (3.10).

- 2.- Calcular el coeficiente de descarga (C_d), utilizando la expresión (3.11), en ella se substituye el valor obtenido en el paso anterior y el determinado en el campo (q_o medido).
- 3.- Finalmente con el resultado del paso anterior se calcula el gasto de aceite (q_o), utilizando la ecuación (3.10) a las mismas condiciones utilizadas en el paso (1) .

Si el caso es determinar el diámetro del estrangulador o la presión corriente arriba de la restricción, solo se despejaría de la ecuación (3.10) el parámetro deseado y el procedimiento es idéntico al planteado líneas arriba .

Como complemento a la investigación desarrollada por Ashford, incluye en el trabajo una serie de gráficas que permiten determinar la capacidad crítica del orificio. Estas fueron elaboradas a partir de la ecuación (3.10), en la que se consideró un estrangulador de 16/64 pg. de diámetro y un coeficiente de descarga igual a uno. Cada una de estas gráficas corresponde a valores fijos de la relación gas disuelto-aceite (R) y de la relación agua-aceite (WOR). En las figuras (3.5), (3.6) y (3.7) se presentan las gráficas aludidas; al obtener un gasto de aceite producido mediante la utilización de la figura correspondiente, se deberá multiplicar por un factor que considere los valores reales del coeficiente de descarga y el diámetro del orificio con el fin de determinar las condiciones reales de flujo. Esto es :

$$C_d \left[\frac{d_o}{16} \right]^2$$

es decir; el gasto de aceite producido a través de un estrangulador con determinado diámetro, se determina como:

$$q_o = q_o \text{ gráfico } \left[C_d \left(\frac{d_o}{16} \right)^2 \right]$$

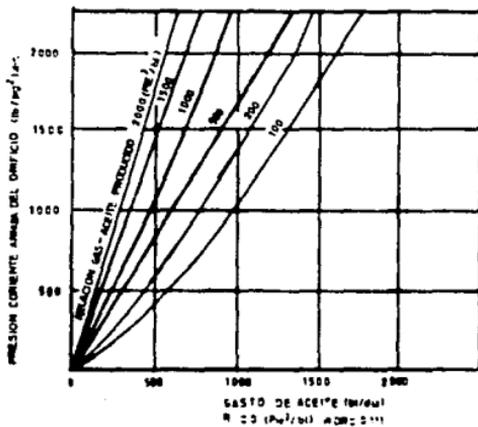
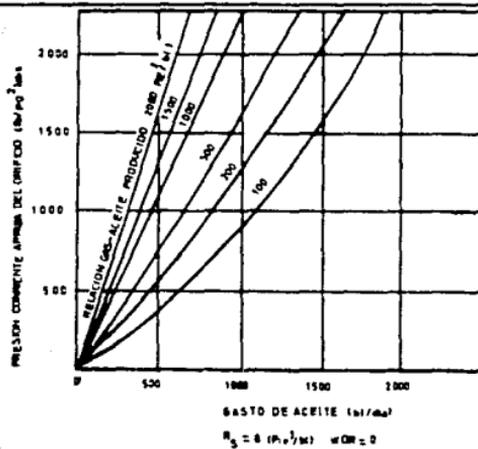


FIG. (3.5) - CAPACIDADES DE FLUJO MULTIFASICO BAJO CONDICIONES CRITICAS PARA UN ORIFICIO DE 16/64 DE PG.

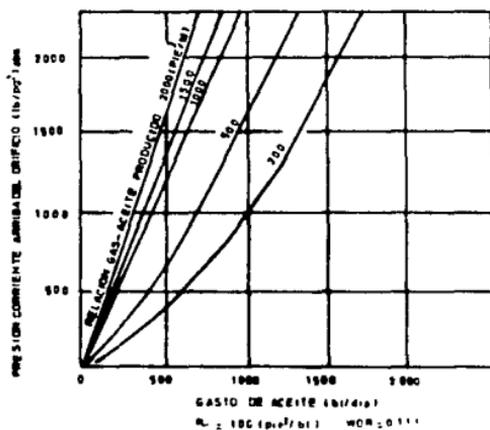
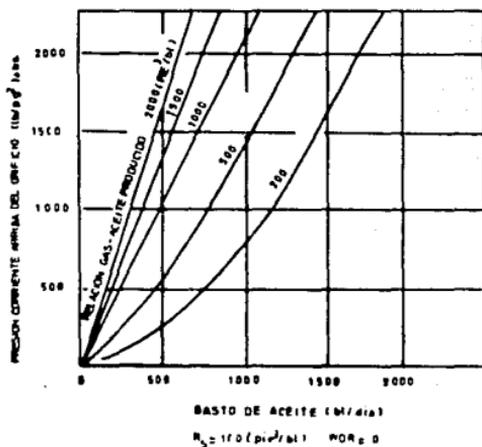


FIG.(3.6)- CAPACIDADES DE FLUJO CRITICO MULTIFASICO PARA UN ORIFICIO DE 16/64 DE PG.

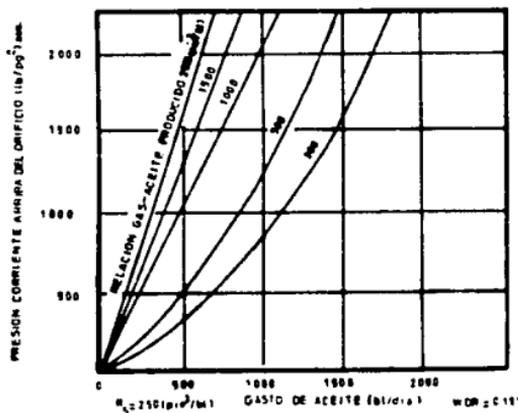
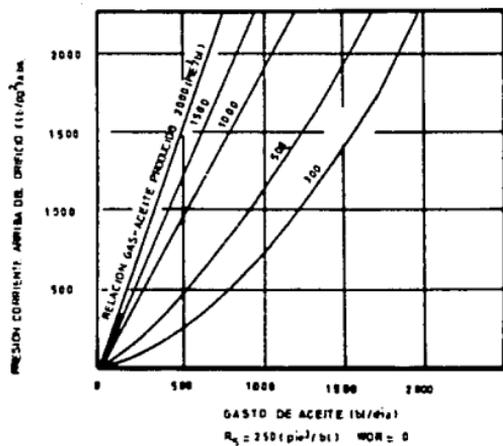


FIG. (3.7) - CAPACIDADES DE FLUJO CRITICO MULTIFASICO PARA UN ORIFICO DE 16/64 DE PG.

De la comparación de sus resultados con datos de producción obtenidos de 14 pozos, observó que los valores para el coeficiente de descarga fluctuaban entre 0.628 y 1.28 para diámetros de estranguladores de 16 a 40/64 de pulgada, concluyendo que los valores de C_d que se acercaban a la unidad proporcionaban resultados confiables .

III.7.- CORRELACION DE S. F. CHIEN

El artículo presentado por S.F. Chien⁽⁴⁾, es uno de los más recientes en cuanto al comportamiento de flujo crítico de dos fases a través de una restricción . Por lo que, en este trabajo se pretende hacer un análisis e identificar las propuestas que hace el autor con el fin de facilitar los criterios utilizados en la colocación o no de un estrangulador superficial.

Esta investigación es el resultado de experimentar con un flujo de vapor húmedo a través de estranguladores con área variable y estáticos; por consiguiente, uno de los factores importantes dentro de este contexto es la calidad del vapor húmedo y por otro lado, el rango de presiones utilizados en los experimentos, los cuales varían de 10 al 100 % de calidad del vapor y 50 a 2000 lb/pg² para las presiones .

Esencialmente, en esta investigación se presentan dos métodos analíticos para determinar las condiciones de flujo crítico a través de un estrangulador. Indistintamente, cada uno de ellos asume una serie de suposiciones que permiten simular tales condiciones . A continuación se presentan cada uno de ellos .

(4) Sze-Poo Chien, Texaco Inc., referencia No. 12 de la presentada al final del trabajo

1.- MODELO DEL GAS IDEAL

En esta parte del trabajo el autor utiliza como base y sustentación de su tesis, la teoría del gas ideal. Es decir; que supone como sustancia de flujo a un gas que se comporta idealmente en su paso a través de una restricción. Con lo cual, asume el hecho de que al existir una expansión isentrópica del gas se va a garantizar, bajo una cierta exactitud, la presencia de un flujo crítico a través del estrangulador .

Por lo tanto, bajo estas consideraciones, el gasto másico de gas a través del orificio (W_g) se define en función de: el área de la restricción (A), la velocidad promedio del flujo de gas (v_g) y del volumen específico del gas (\bar{V}_g) . Es decir :

$$W_g = \frac{A v_g}{\bar{V}_g} \quad \text{----- (3.11)}$$

Por otro lado, el flujo de vapor se expresa como la relación existente entre la velocidad promedio de flujo y el volumen específico de este :

$$G = \frac{W_g}{A} = \frac{v_g}{\bar{V}_g} \quad \text{----- (3.12)}$$

Estableciendo que la variación del flujo de la sustancia a través del orificio con respecto a la presión corriente abajo es cero . Entonces :

$$\frac{dG}{dp_g} = 0 \quad \text{----- (3.12a)}$$

Utilizando una ecuación de estado para un gas ideal y asumiendo que se trata de un proceso de expansión isentrópica se tiene :

$$p v^k = \text{Cte.} \quad \text{----- (3.13)}$$

Entonces, el volumen específico del vapor puede expresarse en términos de la relación de presiones (p_1/p_2) y del volumen específico de este medido a las condiciones corriente arriba del estrangulador (p_1, T_1) .

$$\bar{v} = \bar{v}_1 \left[\frac{p_1}{p_2} \right]^{\frac{1}{k}} = \bar{v}_1 \left[\frac{1}{X} \right]^{\frac{1}{k}} \quad \text{----- (3.14)}$$

Siendo X, la relación entre la presión corriente abajo y la corriente arriba del estrangulador ($X = p_2/p_1$) .

Además, asumiendo que es un proceso isentrópico, la ecuación de energía se reduce a lo siguiente :

$$\begin{aligned} dh &= T ds + \frac{\bar{v}}{J} dp \\ dh &= \frac{\bar{v}}{J} dp \quad \text{----- (3.15)} \end{aligned}$$

donde J es una constante de proporcionalidad equivalente a 778.161 (pie-lb/BTU).

Substituyendo la ecuación (3.14) en la (3.15), considerando un cambio en la entalpia a la presión corriente arriba del estrangulador e integrando se tiene que :

$$\begin{aligned}
 h_i - h &= \frac{\bar{V}_i P_i}{J} \int_1^X \left[\frac{1}{X} \right]^{\frac{1}{k}} dX \\
 &= \frac{\bar{V}_i P_i}{J} \left[\frac{k}{k-1} \right] \left[1 - X \right]^{\frac{k-1}{k}} \text{----- (3.16)}
 \end{aligned}$$

Bajo estado estable, la velocidad promedio en función de un cambio de entalpia, queda expresada por :

$$v = \left[2 g_c J (h_i - h) \right]^{0.5} \text{----- (3.17)}$$

Substituyendo las ecuaciones (3.12), (3.14) y (3.16) en la (3.17) obtenemos :

$$G = \left[\frac{2 g_c J P_i}{\bar{V}_i (k-1)} \left[X \right]^{\frac{1}{k}} \left[1 - X \right]^{\frac{k-1}{k}} \right]^{0.5} \text{---- (3.18)}$$

Aplicando un proceso de maximización a la ecuación (3.12a) esta queda de la siguiente forma :

$$\frac{dG}{dX} = 0$$

Por otro lado, para tener condiciones de flujo critico es necesario maximizar la ecuación (3.18). Obteniendo como resultado la relación crítica de presiones :

$$X_c = \left[\frac{2}{k+1} \right]^{\frac{k}{k-1}} \quad \text{----- (3.19)}$$

Como se observa en la ecuación anterior, la relación crítica de presiones solo se encuentra en función de la relación de calores específicos (k). Por lo que, substituyendo la relación de presiones (X) utilizada en la ecuación (3.18), por la relación crítica de presiones obtenida en la ecuación (3.19). Entonces, el flujo másico crítico queda de la siguiente manera :

$$G_c = \left[k \left[\frac{2}{k+1} \right]^{\frac{k+1}{k-1}} \frac{\rho_c p_1}{\bar{V}_1} \right]^{0.5} \quad \text{----- (3.20)}$$

reagrupando términos, la ecuación (3.20) queda como :

$$G_c \left[\frac{\bar{V}_1}{\rho_c p_1} \right]^{0.5} = \left[k \left[\frac{2}{k+1} \right]^{\frac{k+1}{k-1}} \right]^{0.5} \quad \text{----- (3.21)}$$

Ahora, para introducir un parámetro adimensional que represente el coeficiente del gasto másico crítico :

$$\phi = G_c \left[\frac{\bar{V}_1}{\rho_c p_1} \right]^{0.5} \quad \text{----- (3.22)}$$

Substituyendo la ecuación (3.21) en la (3.22) se tiene que:

$$p = \left[k \left[\frac{2}{k+1} \right]^{\frac{k+1}{k-1}} \right]^{0.5} \quad \text{----- (3.23)}$$

Con lo anterior, se deduce que se puede obtener el valor de (p) a partir de la relación de calores específicos (k), por lo que, se puede decir que tanto la relación crítica de presiones, como el coeficiente de gasto másico crítico son constantes. Esto se demuestra al substituir el valor de (k), para la substancia de flujo en estudio, en las ecuaciones (3.19) y (3.23) .

Pero, para resolver la ecuación (3.22) es necesario conocer el valor del volumen específico de la substancia, como generalmente esta se encuentra en dos fases, este se puede calcular mediante la siguiente fórmula :

$$\bar{V}_t = \bar{V}_{fs} + x_1(\bar{V}_{gs} + \bar{V}_{fs}) \quad \text{----- (3.24)}$$

Zeuder⁽¹⁾ encontró que el valor de la relación de calores específicos para un vapor saturado es igual a 1.135 . Por lo que, al substituir este dato en las ecuaciones (3.19) y (3.23), se obtiene :

$$X_c = 0.577 \quad p = 0.636$$

En la ecuación (3.24) es necesario considerar con exactitud el valor de la calidad del vapor (x_1); el valor de 1.135 para (k) se puede generalizar para cualquier tipo de vapor húmedo .

(1) Zeuder, se encuentra en la referencia No. 18 presentada al final de este trabajo .

Existen numerosas correlaciones para determinar el comportamiento del flujo crítico de vapor, pero estas solo son válidas para un cierto rango de valores.

Al considerar el coeficiente de descarga del orificio (C_d), el gasto crítico de vapor se expresa como :

$$W_c = 59 d_o^2 C_d \left[\frac{P_1}{V_1} \right]^{0.5} \quad \text{----- (3.25)}$$

En otras palabras la ecuación anterior proporciona el gasto másico de vapor que pasa a través de un estrangulador bajo condiciones críticas, utilizando el modelo del gas ideal propuesto por S. F. Chien .

Poniendo al coeficiente de gasto másico crítico en función de el coeficiente de descarga de la restricción, se tiene que :

$$p = 0.644 C_d$$

Para determinar el coeficiente de descarga de orificio, éste se correlacionó experimentalmente, utilizando aire y gas como sustancias de flujo, encontrándose que éste queda en función de las características del estrangulador, es decir :

$$C_d = 1 - 0.00705 \left(\frac{L_o}{d_o} \right) \quad \text{----- (3.26)}$$

Es conveniente señalar que la utilización de aire y/o gas como sustancias de flujo obedece al hecho de que estas se rigen bajo la ley de los gases ideales y son los que proporcionan resultados que más se asemejan a los datos reales .

2.- MODELO DEL EQUILIBRIO HOMOGÉNEO*

Este método se refiere al equilibrio de una mezcla de líquido y vapor saturado, cuyas propiedades pueden obtenerse a partir de tablas. Se considera que existe flujo crítico de líquido y vapor al presentarse una expansión isentrópica de la fase gaseosa.

Bajo las consideraciones anteriores se tiene que la entalpía y la entropía a las condiciones corriente arriba del estrangulador se definen como :

$$h_1 = h_{f1} + x_1 (h_{g1} - h_{f1}) \quad \text{----- (3.27.a)}$$

$$s_1 = s_{f1} + x_1 (s_{g1} - s_{f1}) \quad \text{----- (3.27.b)}$$

En este tipo de procesos la entropía es constante y la calidad del vapor se determina mediante :

$$x_1 = \frac{(s_1 - s_{f1})}{(s_{g1} - s_{f1})} \quad \text{----- (3.28)}$$

Después del proceso de expansión isentrópica, la entalpía y el volumen específico de la sustancia se calcula de la siguiente forma :

$$h_2 = h_f + x_1 (h_{g2} - h_{f2}) \quad \text{----- (3.29.a)}$$

$$\bar{v}_2 = \bar{v}_f + x_1 (\bar{v}_{g2} - \bar{v}_{f2}) \quad \text{----- (3.29.b)}$$

Por lo que, la velocidad promedio de flujo y el gasto másico crítico se calculan de igual forma que en el modelo del gas ideal .

$$v = (2 g_c \int (h_1 - h))^{0.5} \quad \text{----- (3.30.a)}$$

$$G = \frac{v}{\bar{v}_2} = \frac{(2 g_c \int (h_1 - h))}{\bar{v}_2} \quad \text{----- (3.30.b)}$$

ESTA TESIS NO DEBE
SALIR DE LA BIBLIOTECA

En consecuencia, el coeficiente del gasto másico crítico (ϕ) se calcula de la misma forma que en el modelo anterior :

$$\phi = G_c \left[\frac{\bar{V}_1}{g_c P_1} \right]^{0.5} \quad \text{----- (3.31)}$$

En la figura (3.8) se presenta un ejemplo de como determinar el flujo crítico de vapor utilizando el modelo del equilibrio homogéneo . Las condiciones a las que fueron realizadas son: una presión corriente arriba de la restricción igual a 600 (lb/pg²) y una calidad del vapor del 80 % . Las condiciones críticas ocurren a 353 (lb/pg²) proporcionando un gasto másico crítico de 1322 (lb_m/pie²seg) y la relación crítica de presiones se obtiene como :

$$x_c = \frac{353}{600} = 0.588$$

y el coeficiente del gasto másico crítico se obtiene a partir de la ecuación (3.31) :

$$\phi = 1322 \left[\frac{0.620}{32.174 (600)(144)} \right]^{0.5} = 0.624$$

A partir de estas consideraciones, se obtienen los valores de la relación crítica de presiones y el coeficiente de gasto másico utilizando presiones que fluctúan entre 49 y 2035 (lb/pg²), así como calidades del vapor que van del 10 al 100 % , estos se muestran en la tabla (3.2) .

Como validación a su trabajo, el autor presenta una serie de figuras en las que se probaron las ecuaciones obtenidas para rangos que simulan condiciones de operación en el campo. A continuación se hace un breve comentario de estas :

TABLA (3.2)

SIMULACION DE FLUJO CRITICO DE VAPOR UTILIZANDO EL MODELO DEL EQUILIBRIO HOMOGENEO .

Presión de Simulación	Calidad del Vapor	Flujo Crítico de Vapor	Flujo Crítico Adimensional	Relación Crítica de Pres.
(lb/pg²)	(Fracción)	(lb/pie²-s)	(Adimen.)	(Adimen.)
47.89	0.100	266.0	0.535	0.664
47.89	0.200	205.5	0.582	0.652
47.89	0.300	173.8	0.602	0.607
47.89	0.500	138.9	0.620	0.591
47.89	0.700	119.1	0.629	0.583
47.89	1.000	100.8	0.636	0.577
106.36	0.100	557.6	0.523	0.674
106.36	0.200	437.3	0.574	0.632
106.36	0.300	372.6	0.597	0.612
106.36	0.500	299.8	0.618	0.594
106.36	0.700	258.0	0.629	0.584
106.36	1.000	218.9	0.637	0.577
316.57	0.100	1507.9	0.503	0.689
316.57	0.200	1218.5	0.558	0.645
316.57	0.300	1052.5	0.584	0.622
316.57	0.500	859.7	0.611	0.600
316.57	0.700	744.9	0.624	0.588
316.57	1.000	635.9	0.635	0.578
459.12	0.100	2102.4	0.496	0.694
459.12	0.200	1722.8	0.551	0.650
459.12	0.300	1499.3	0.579	0.627
459.12	0.500	1232.9	0.607	0.603
459.12	0.700	1072.4	0.621	0.590
459.12	1.000	918.3	0.633	0.579
1031.01	0.100	4247.6	0.486	0.701
1031.01	0.200	3630.3	0.534	0.663
1031.01	0.300	3230.9	0.561	0.640
1031.01	0.500	2713.7	0.590	0.614
1031.01	0.700	2398.9	0.609	0.600
1031.01	1.000	2077.8	0.623	0.587
1569.81	0.100	6012.6	0.486	0.701
1569.81	0.200	5305.4	0.525	0.670
1569.81	0.300	4810.9	0.550	0.649
1569.81	0.500	4141.6	0.580	0.624
1569.81	0.700	3695.5	0.597	0.609
1569.81	1.000	3236.7	0.613	0.594
2035.40	0.100	7367.4	0.489	0.698
2035.40	0.200	6668.6	0.520	0.673
2035.40	0.300	6146.7	0.541	0.656
2035.40	0.500	5399.9	0.569	0.632
2035.40	0.700	4877.9	0.586	0.617
2035.40	1.000	4321.8	0.602	0.602

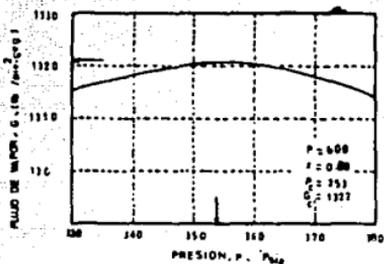


FIG. (3 8) - FLUJO CRITICO DE VAPOR OBTENIDO A PARTIR DEL MODELO DEL EQUILIBRIO HOMOGENEO UTILIZANDO UNA PRESION DE 600 P_{hd} Y 80% EN LA CALIDAD DEL VAPOR.

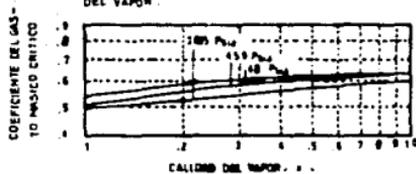


FIG. (3 9) - COMPORTAMIENTO DEL COEFICIENTE DEL GAS TO MASICO CRITICO A PARTIR DEL MODELO DEL EQUILIBRIO HOMOGENEO



FIG. (3 10) - VARIACION DE LA RELACION CRITICA DE PRESIONES CON RESPECTO A LA CALIDAD DEL VAPOR OBTENIDA A PARTIR DEL MODELO DEL EQUILIBRIO HOMOGENEO

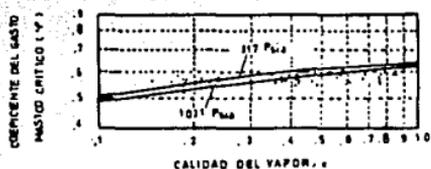


FIG. (3.111) - COMPARACION ENTRE DATOS OBTENIDOS EXPERIMENTALMENTE Y LOS SIMULADOS A PARTIR DE LAS ECUACIONES PROPUESTAS EN EL MODELO DEL EQUILIBRIO HOMOGENEO.

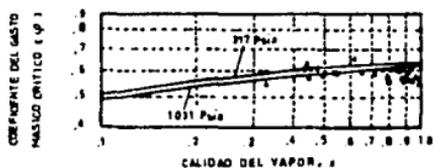


FIG. (3.112) - COMPARACION DE LOS DATOS OBTENIDOS EXPERIMENTALMENTE AL EXISTIR FLUJO DE LIQUIDO Y VAPOR A TRAVES DE ESTABILIZADORES ESTATICOS CON RESPECTO A LOS OBTENIDOS MEDIANTE EL MODELO DE EQUILIBRIO HOMOGENEO.

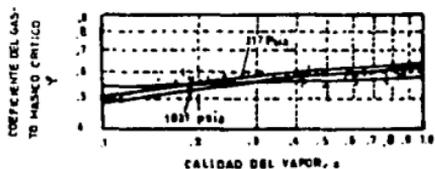


FIG. (3.113) - UTILIZACION DE UNA CORRELACION EMPIRICA PARA DETERMINAR EL COEFICIENTE DEL GASTO MASICO CRITICO, PARA COMPARARLOS CON LOS DOS CASOS ANTERIORES.

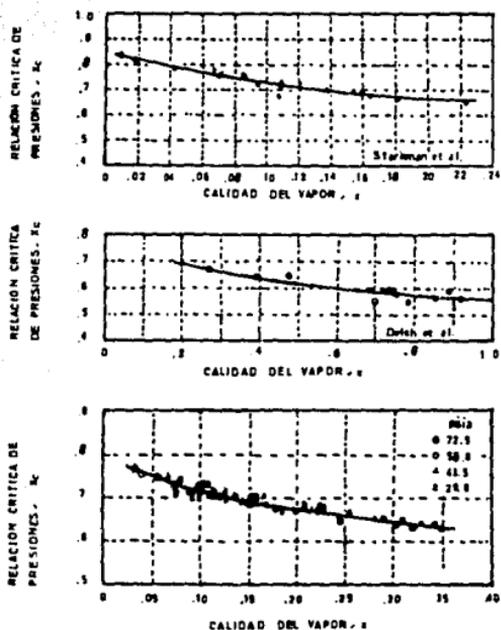


FIG. 18.141. - COMPARACION ENTRE DATOS DE LA RELACION CRITICA DE PRESIONES OBTENIDOS EXPERIMENTALMENTE Y LOS PROPORCIONADOS POR LAS ECUACIONES PROPUESTAS EN EL MODELO DEL EQUILIBRIO HOMOGENEO.

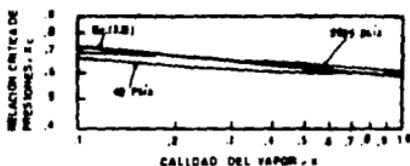


FIG. 18.151. - UTILIZACION DE LA CORRELACION EMPIRICA PARA DETERMINAR LA RELACION CRITICA DE PRESIONES.

- Los datos obtenidos son el resultado del flujo de una mezcla de vapor y agua a través de estranguladores estáticos con diámetros de 24 y 28/64 de pg., utilizando presiones de 400 a 800 (lb/pg²) y calidades de vapor del 20 al 80 % .
- Se comparan los resultados obtenidos mediante métodos analíticos y los determinados experimentalmente .

La experimentación se llevó a cabo en las instalaciones de la compañía Texaco Inc., Esencialmente, la fase experimental consistió en determinar para las condiciones preestablecidas la presencia de flujo crítico a través de la restricción probada. Esto se logró, colocando a la salida de la sección de estrangulación un indicador altamente sensible, el cual proporcionaba el siguiente análisis :

Se aseguraba la existencia de flujo crítico cuando la presión corriente abajo del orificio era baja, a medida que esta se incrementaba hasta un valor elevado, se indicaba la transición de flujo crítico hacia flujo subcrítico. En la figura (3.16) se muestra un diagrama esquemático de la sección de prueba; así como también el tipo de estrangulador utilizado .

Los datos correlacionados fueron un total de 27 y se presentan en la tabla (3.3). Específicamente las condiciones bajo las que se obtuvieron fueron :

diámetros = 24/64 - 28/64 de pg.

presiones de entrada = 427 - 824 lb/pg²

Calidad del vapor (X_1) = 0.206 - 1.00

gastos máxicos a (p_1) = 2168 - 10594 (lb_m/hr)

Analicamente se utilizaron las ecuaciones propuestas por Taitel-Duckler para predecir el patrón de flujo corriente arriba del estrangulador. Además, se obtuvo la figura (3.17) utilizando la técnica de S. F. Chien; en ella se presenta en el eje de las abscisas a la calidad del vapor y en el de las ordenadas al gasto máxico.

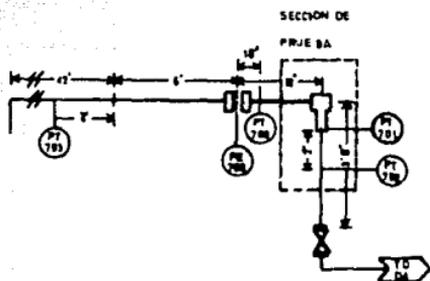


DIAGRAMA ESQUEMATICO DE LA SECCION DE PRUEBA

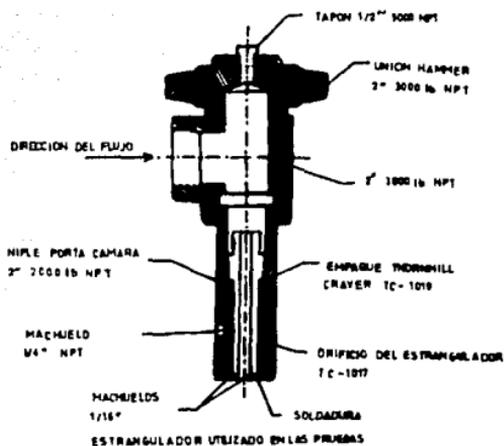


FIG. 11.16. - ESQUEMAS DE LA SECCION DE PRUEBA Y DEL ESTRANGULADOR UTILIZADOS EN LA EXPERIMENTACION

En este orden, se observan que todos los puntos obtenidos se encuentran en la parte superior de la gráfica; se muestran los límites entre los patrones de flujo los cuales se encuentran bien definidos. En otras palabras estos se encuentran constituidos por regiones, observándose que todos los puntos que presentan una calidad de vapor del 20 % se encuentran en la transición de flujo anular a flujo intermitente o viceversa, mientras que los demás caen dentro de flujo anular (calidad del vapor mayores a 40 %).

Por otro lado, para predecir el gasto másico crítico a través de la restricción se utilizó la ecuación propuesta por la compañía Thornhill-Craven⁽¹⁾, en la que se substituyeron presiones corriente arriba del estrangulador y calidades del vapor presentados en la tabla (3.3). La ecuación aludida es:

$$W_c = 860.4 d_*^2 C_d \left[\frac{p_1}{\bar{V}_1} \right]^{0.5} \left[\frac{1b_m}{hr} \right] \quad (3.35)$$

donde:

$$C_d = 1 - 0.00705 \left(\frac{L_*}{d_*} \right)$$

$$\bar{V}_1 = \bar{V}_{f1} + \kappa_1 (\bar{V}_{g1} - \bar{V}_{f1})$$

Bajo las consideraciones anteriores, se determinaron resultados analíticos; los cuales se compararon con los obtenidos de mediciones directas en una serie de gráficas, de la figura (3.18) a la (3.25), en las que se presenta en el eje de las ordenadas al gasto másico crítico obtenido con la ecuación (3.35) y en el de las abscisas al obtenido experimentalmente. En la parte central de estas figuras se muestra el comportamiento ideal; representado por una línea recta la cual indica que los

(1) Estudio realizado para Thornhill-Craven Co.,

referencia No. 55 de este trabajo.

TABLA (3.3)

COMPARACION ENTRE LOS RESULTADOS OBTENIDOS EXPERIMENTALMENTE Y LOS DE CORRELACIONES EMPIRICAS

Diámetro del est. (pg)	Presión corr. arriba (p_1) (lb/pg^2)	Calidad del vapor (x_1) (fracción)	W_c experiment- tal (lb/hr)	W_c Thorn.-C (lb/hr)	W_c Napier (lb/hr)	
24/64	418.4	1.000	2132.0	2082.9	2374.2	
	418.9	0.618	2558.1	2636.9	3023.9	
	414.2	0.417	3264.8	3150.8	3640.1	
	413.5	0.215	4143.6	4292.5	5063.8	
	613.3	1.000	3119.0	3065.4	3480.1	
	614.2	0.612	3927.4	3889.5	4455.8	
	615.1	0.405	4651.3	4733.9	5487.0	
	616.5	0.228	5888.4	6162.8	7331.1	
	818.7	1.000	4181.0	4127.6	4645.6	
	813.1	0.809	4503.4	4534.0	5127.8	
	813.5	0.624	5209.8	5130.3	5842.9	
	813.8	0.407	6204.5	6255.5	7239.2	
	810.0	0.219	7706.1	8175.6	9828.4	
	28/64	412.6	1.000	2915.9	2845.8	3185.9
		413.8	0.618	3619.9	3608.3	4063.8
		414.2	0.415	4537.3	4377.1	4967.1
414.3		0.215	5618.1	5956.2	6900.9	
617.4		1.000	4343.6	4277.5	4768.9	
618.6		0.821	4744.4	4714.4	5272.4	
619.3		0.616	5571.4	5417.7	6094.3	
620.7		0.431	6538.9	6425.2	7298.8	
621.8		0.206	8317.0	8999.8	10581.9	
813.3		1.000	5718.0	5680.9	6281.5	
814.6		0.815	6335.4	6275.2	6968.7	
816.4		0.614	7250.2	7191.5	8047.6	
818.4		0.416	8384.5	8635.1	9804.8	
818.9		0.219	10593.9	11459.9	13525.9	

valores predichos son iguales a los experimentales. El porcentaje de error que proporcionan los resultados calculados se hace en base al comportamiento ideal, en general el 85 % de estos presentan un ± 5 % de error .

Las figuras (3.19) y (3.20) muestran la comparación señalada líneas arriba y la diferencia entre ambas es que son para distintos diámetros de estrangulador, en ella se observa que las dos muestran un ± 10 % de error .

Siguiendo con el análisis de las figuras (3.21), (3.22) y (3.23), estas hacen la comparación para diferentes presiones corriente arriba del estrangulador. Estas no presentan diferencias entre ellas ya que en todos los casos el error es de un ± 10 % .

Por su parte, en las figuras (3.24) y (3.25) lo que cambia es el valor de la calidad del vapor; siendo mayores al 40 % para la (3.24) y menores al 20 % en la (3.25) .

De la misma forma que se simuló para las expresiones anteriores, se hace utilizando la ecuación presentada por Napier⁽¹⁾, siendo esta :

$$W_c = 40.352 d_o^2 \left[\frac{P_1}{X_1} \right]^{0.5} \quad \text{----- (3.36)}$$

Al substituir los mismos valores utilizados en el caso anterior y comparándolos con datos experimentales, se observa una discrepancia del ± 25 % , esto se muestra en la figura (3.26) .

Se concluye que al experimentar con diámetros de estrangulación pequeños, en donde además se variaron los datos de la calidad del vapor, se encontró que para $X_1 < 20$ % se presentaban errores de precisión en un ± 10 % . Mientras que para calidades del vapor mayores al 40 % el error disminuía a un ± 5 % , esta diferencia se debió fundamentalmente al cambio repentino del patrón de flujo, ya que este pasa de intermitente a flujo anular .

(1) ec. desarrollada en la referencia No. 16 de esta tesis.

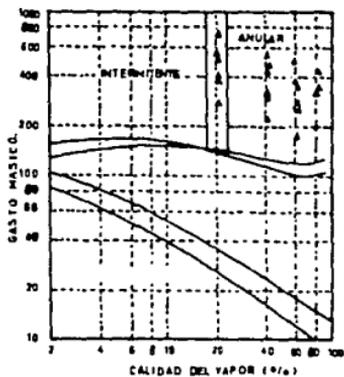


FIG. 13.17. - REGÍMENES DE FLUJO A PARTIR DE DATOS PREDICHOS MEDIANTE LOS MODELOS DE FATEL-DUCHLER Y S.F. CHEN PARA LA TUBERÍA DE 2 PG.

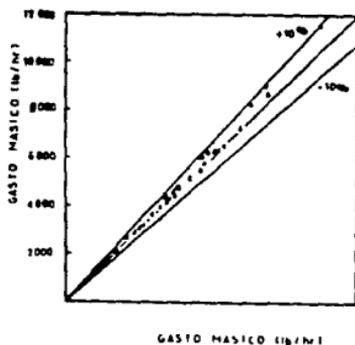


FIG. 13.18. - COMPARACION ENTRE DATOS PREDICHOS POR LA ECUACION (13.1) Y LOS OBTENIDOS EXPERIMENTALMENTE.

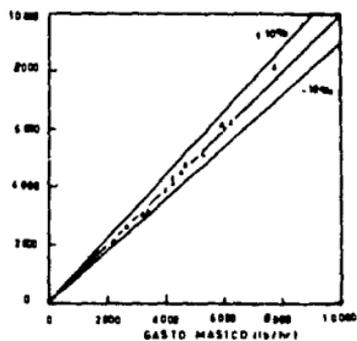


FIG. 13.19. - COMPARACION ENTRE LOS DATOS PREDICHOS POR LA ECU. (13.1) Y TODOS LOS DATOS OBTENIDOS EN ESTA INVESTIGACION PARA UN ESTRANGULADOR DE 24.

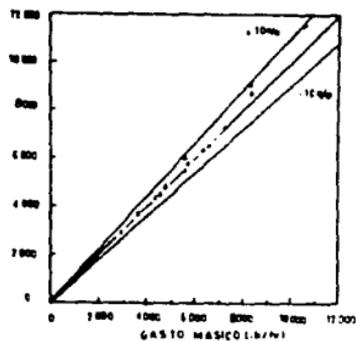


FIG. 13.20. - COMPARACION ENTRE LOS DATOS PREDICHOS POR LA ECU. (13.1) Y TODOS LOS DATOS PREDICHOS EN ESTA INVESTIGACION PARA UN ESTRANGULADOR DE 28.

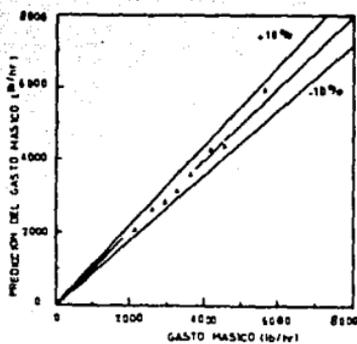


FIG. 1321. COMPARACION ENTRE LOS DATOS OBTENIDOS A PARTIR DE LA EC. (1325) Y LOS DE LA PRESENTE INVESTIGACION UTILIZANDO UNA $P = 400 \text{ (lb/pg}^2\text{)}$

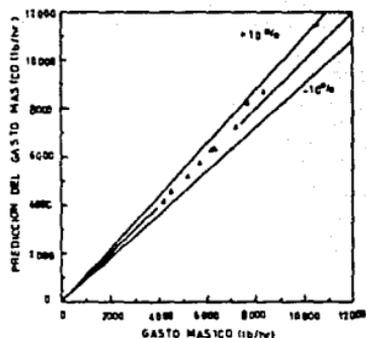


FIG. 1323. COMPARACION ENTRE LOS DATOS OBTENIDOS A PARTIR DE LA EC. (1325) Y LOS DE ESTA INVESTIGACION UTILIZANDO UNA $P = 800 \text{ (lb/pg}^2\text{)}$

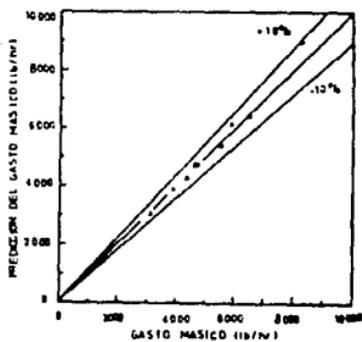


FIG. 1327. COMPARACION ENTRE LOS DATOS PREDICHOS POR LA EC. (135) Y LOS OBTENIDOS EXPERIMENTALMENTE UTILIZANDO UNA $P = 800 \text{ (lb/pg}^2\text{)}$

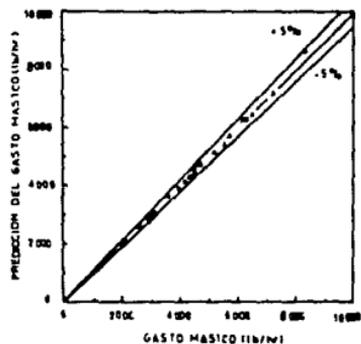


FIG. 1324. COMPARACION ENTRE LOS DATOS PREDICHOS POR LA EC. (135) Y LOS OBTENIDOS EXPERIMENTALMENTE UTILIZANDO CALIDADES DEL VAPOR $> 40 \%$.

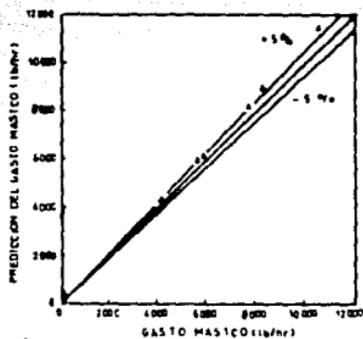


FIG. 13.75) - COMPARACION ENTRE LOS DATOS PREDICHOS POR LA EC. (13.75) Y LOS OBTENIDOS EXPERIMENTALMENTE UTILIZANDO CALIDADES DEL VAPOR EQUIVALENTES AL 20 %

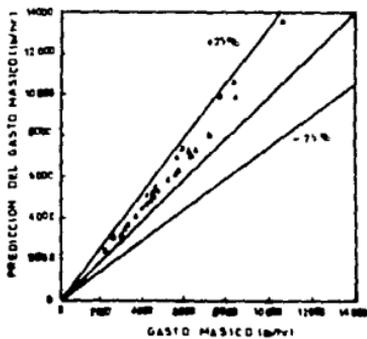


FIG. 13.76) - COMPARACION ENTRE LOS DATOS PREDICHOS A PARTIR LA EC. (13.76) Y LOS OBTENIDOS EN ESTA INVESTIGACION

III.9.- CORRELACION DE F. CHACON

Este es un trabajo⁽¹⁾ desarrollado a partir de datos de producción de los campos del Area Reforma, Chiapas. La investigación consistió en observar el comportamiento de los datos e integrarlos mediante la utilización de un método de análisis dimensional; con el fin de obtener una ecuación que al utilizarla nos garantice condiciones de flujo crítico a través de un estrangulador superficial; aún y cuando se cambien las dimensiones de los diferentes parámetros .

El planteamiento general para obtener dicha expresión puede resumirse de la siguiente forma :

1.- VARIABLES INVOLUCRADAS

CANTIDAD	SIMBOLO	DIMENSION
Gasto	q_o	$L^3 T^{-1}$
Pres. corr. arriba	p_t	$F L^{-2}$
Relación gas-aceite	R	$L^3 L^{-3}$
diámetro del estrang.	d_o	L
densidad del aceite	ρ_o	$F L^{-4} T^2$

A partir de las variables involucradas, se puede decir que en el análisis no se involucra al agua como parte de la mezcla de flujo, por lo que cualquier simulación en la que se considere dicha característica y se utilice este procedimiento, dará como resultado datos poco confiables .

2.- ANALISIS DIMENSIONAL

Utilizando el teorema Π de Buckingham⁽²⁾ para efectuar el análisis dimensional tenemos que :

Número de cantidades = 5

Número de dimensiones= 3

(1) XIII Congreso de la AIPM, referencia No. 17 presentada al final de este trabajo .

(2) método desarrollado en la ref. No. 18 de esta tesis .

por lo que :

Número de productos dimensionales = 5 - 3 = 2

entonces :

$$\pi_1 = (q_o)^a (p_1)^b (R)^c (d_o)^e$$

$$\pi_2 = (p_1)^a (R)^b (d_o)^c (\rho_o)^e$$

con lo que las ecuaciones dimensionales quedan como :

$$(\pi_1) = (L^3 T^{-3})^a (F L^{-2})^b (L^3 T^{-3})^c (L)^e$$

$$(\pi_2) = (F L^{-2})^a (L^3 L^{-3})^b (L)^c (F L^{-4} T^2)^e$$

Para obtener la relación existente entre las variables, el autor se apoyó de uno de los teoremas más importantes del análisis dimensional, el cual indica que :

"Cualquier relación general que exista entre las variables, podrá experimentarse como una función arbitraria que incluye a todos los productos dimensionales independientes de las variables y que esté igualada a una constante ". Esto es :

$$\phi_1(\pi_1, \pi_2) = \text{Cte.}$$

y por lo tanto :

$$q_o p_1 R d_o = \phi_2(p_1 R d_o \rho_o)$$

despejando al gasto de aceite :

$$q_o = \frac{\phi(p_1 R d_o \rho_o)}{p_1 R d_o}$$

Partiendo de la expresión anterior, el autor realizó una serie de ensayos sobre las posibles combinaciones entre las variables en estudio, utilizando un programa de computo denominado REGRE que maneja los métodos de correlación parcial o múltiple.

Encontrando lo siguiente :

$$q_o = C (p_1)^c (R)^e (d_o)^f (\rho_o)^g$$

Siendo C, el coeficiente de la correlación; c, e, f y g exponentes de la correlación .

Siguiendo con el análisis dimensional se encontraron los valores numéricos :

$$C = 0.124473 ; c = 0.93353613 ; e = -0.43795894$$

$$f = 1.8474201 ; g = -0.05884389$$

para finalmente obtener :

$$q_o = \frac{0.124473 (p_1)^{0.93353613} (d_o)^{1.8474201}}{(R)^{-0.43795894} (\rho_o)^{-0.05884389}}$$

----- (3.37)

Como validación a su trabajo, Chacón construyó un nomograma utilizando la ecuación encontrada. Esta gráfica consiste de siete ejes paralelos equidistantes; cinco de los cuales presentan escalas para cada una de las variables involucradas en el desarrollo y dos que sirven como pivote, figura (3.27). El procedimiento de utilización de esta figura se indica en la misma .

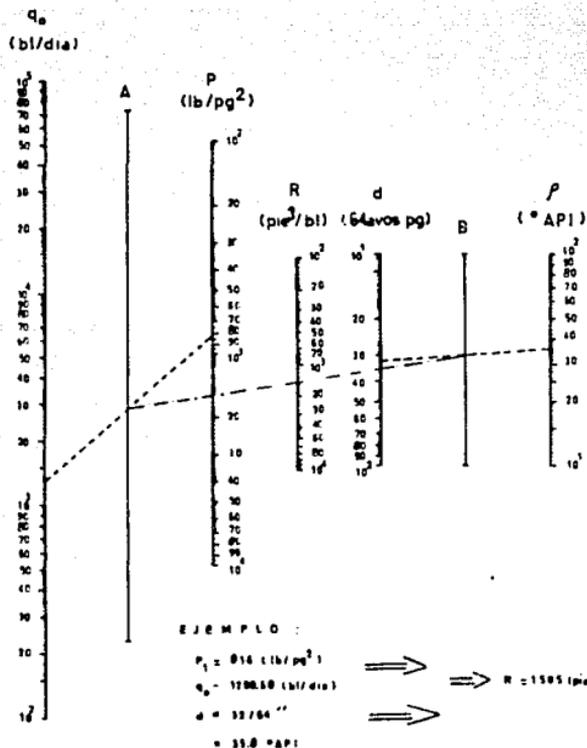


FIG. (1.27) - NOMOGRAMA QUE RELACIONA EL GASTO DE ACEITE CON LA PRESION CORRIENTE ARRIBA DEL ESTRANGULADOR, EL DIAMETRO DE ESTE, LOS GRADOS API DEL ACEITE Y LA RELACION GAS ACEITE DE PRODUCCION PARA EL AREA REFORMA

IV.- ANALISIS DE CORRELACIONES QUE ESTUDIAN EL FLUJO SUB-CRITICO

Como ya se analizo en el capitulo anterior, el considerar la existencia de flujo critico a través de un estrangulador superficial, conduce a obtener resultados satisfactorios en cuanto a las predicciones realizadas a partir de las ecuaciones que contemplan dicha teoria. Es evidente, que bajo este contexto son muy pocos los investigadores que basan sus experimentaciones en la teoria del flujo subcritico; pero, en lo concerniente a el flujo de los hidrocarburos; en su conducción a través del sistema de producción se presentan un sin número de casos en los que dicho flujo se realiza bajo condiciones subcriticas. De ahí que, en este trabajo se dedique un capitulo al estudio de tales consideraciones. En este no se intenta polemizar entre una u otra alternativa, si no que se presenta este estudio como una herramienta más, la cual contribuya a una mejor comprensión del comportamiento de las diferentes condiciones que presenta el flujo multifásico a través de restricciones .

IV.1.- CORRELACION DE ASHFORD Y PIERCE

El trabajo⁽¹⁾ presentado por estos autores se refiere al análisis del flujo subcritico a través de válvulas subsuperficiales, pero en que se hace una analogia hacia los estranguladores superficiales . El modelo matemático presentado a partir de tales consideraciones relaciona el gasto de aceite, de gas y de agua con la caída de presión a través de la restricción y las propiedades de los fluidos. Basados en la teoria desarrollada por Ros, continúan el estudio con el fin de obtener un procedimiento que interprete bajo condiciones dinámicas el comportamiento de flujo subcritico a través del estrangulador; y que además se garantice bajo un mínimo de incertidumbre la estimación de los diferentes parámetros que en él intervienen.

(1) Ashford y Pierce, referencia No. 10 de la presentada al final de este trabajo .

De acuerdo con esto, ellos proponen lo siguiente :

- 1.- Se considera la expansión adiabática del gas que fluye simultáneamente con la fase líquida a través del orificio, representada por medio de la relación de expansión politrópica (k).
- 2.- Se considera el gas libre, así como también el gas disuelto en el aceite que fluye simultáneamente con la fase líquida.
- 3.- Se deduce una ecuación para el flujo de líquido por libra masa de fluido.
- 4.- Predice las propiedades críticas del orificio bajo las condiciones de operación preestablecidas.

El planteamiento de esta correlación puede resumirse de la siguiente forma :

Partiendo de las expresiones obtenidas por Ashford en su desarrollo al comportamiento del flujo crítico a través de una restricción; correspondiente a la expresión que considera el gasto másico en función de la densidad del fluido y de la velocidad del fluido en la garganta del estrangulador, ecuación (3.6), se tiene que :

$$q_m = C_d A \frac{V_2}{V_{f2}}$$

con lo que :

$$\frac{q_m}{A C_d} \left[\frac{\bar{V}_l}{2 P_1} \right]^{\frac{1}{2}} = \frac{\left[R(p, T) \left(\frac{k}{k-1} \right) \left[1 - (X)^{\frac{k-1}{k}} \right] + (1-X) \right]^{\frac{1}{2}}}{\left[1 + R(p, T) (X)^{-\frac{1}{k}} \right]}$$

----- (4.1)

Puesto que, en este caso se considera a el gasto total de la mezcla; entonces, este deberá ser definido como :

$$q_{lf} = q_o + q_g + q_v$$

y por lo tanto, el volumen de liquido se substituirá en la expresión anterior como :

$$\bar{V}_l = \frac{B_o + WOR}{(\rho_o + \rho_g R_p + \rho_v WOR)}$$

entonces la ecuacion. (4.1) se expresa en la forma siguiente :

$$q_{lf} = C_d A g_c^{\frac{1}{2}} \left[B_o + (R_p - R_o) \frac{\rho_o T_i Z_i}{P_i T_o} + WOR \right] (B_o + WOR)^{\frac{1}{2}}$$

$$X \left[\frac{\left[\left(\frac{2k}{k-1} \right) (R_p - R_o) \frac{\rho_o T_i Z_i}{P_i T_o} \left[1 - (X)^{\frac{k-1}{k}} \right] + 2P_i (1 - X) \right]^{0.9}}{(\rho_o + R_p \rho_g + \rho_v WOR)^2 (\rho_o + R_o \rho_g + \rho_v WOR)^{-1}} \right]$$

$$1 + (R_p - R_o) \frac{\rho_o T_i Z_i}{P_i T_o} (X)^{-\frac{1}{k}}$$

que en unidades prácticas de campo e introduciendo el radio interno del orificio se tiene que :

$$q_{lf} = \frac{C (5.67) (3.14) (r)^2 (86400) (12)}{(144) (5.615)} \alpha \beta \quad \text{----- (4.2)}$$

donde :

$$\alpha = B_o + (R_p - R_s) \frac{P_o T_i}{P_i T_o} Z_i + \text{WOR} (B_o + \text{WOR})^{-0.5}$$

$$\beta = \frac{\left[\frac{\left[\frac{2k}{k-1} \right] 14.7}{520} T_i Z_i 178 (R_p - R_s) \left[1 - (X)^{\frac{k-1}{k}} \right] + 2P_i (1-X) \right]^{0.5}}{\frac{(62.4 \rho_{ro} + 13.53 \rho_{rg} R_p + \text{WOR} (67.0)^2)}{(62.4 \rho_{ro} + 13.53 \rho_{rg} R_s + \text{WOR} (67.0))}} \left[1 + (R_p - R_s) \frac{178(14.7)}{520} \frac{T_i Z_i}{P_i} (X)^{-\frac{1}{k}} \right]$$

Pero, recordando que :

$$q_{if} = q_o B_o + (R_p - R_s) \frac{P_o T_i}{P_i T_o} Z_i + \text{WOR}$$

v por lo tanto, la ecuación en términos del gasto de aceite queda como :

$$q_o = 8071.5 C_d d_o^2 \alpha \beta \quad \text{----- (4.3)}$$

donde :

$$\alpha = (B_o + \text{WOR})^{-0.5}$$

$$\beta = \frac{\left[5.04 \left[\frac{k}{k-1} \right] T_i Z_i (R_p - R_s) \left[1 - (X)^{\frac{k-1}{k}} \right] + P_i (1-X) \right]^{0.5}}{\frac{(62.4 \rho_{ro} + 13.53 \rho_{rg} R_p + 67 \text{WOR})^2}{(62.4 \rho_{ro} + 13.53 \rho_{rg} R_s + 67 \text{WOR})}} \left[1 + 5.04 \frac{T_i Z_i}{P_i} (R_p - R_s) (X)^{-\frac{1}{k}} \right]$$

Cabe mencionar que para obtener el desarrollo matemático fue necesario desprestigiar las caídas de presión debidas a la fricción; así como también, eliminar del procedimiento la transferencia de calor en la vecindad del orificio .

Al efectuar una simulación de las condiciones de flujo utilizando las ecuaciones encontradas, los investigadores obtuvieron una gráfica en la que se puede correlacionar lo siguiente : Para un diámetro de estrangulador de 20/64 de pg. y conocidas la relación de presiones (p_2/p_1); así como también la presión corriente arriba de la restricción, se obtiene el gasto de aceite .

En la elaboración, de esta gráfica se mantuvieron parámetros fijos; tales como: la relación gas disuelto -aceite que tuvo un valor de 400 (pie^3/bl); mientras que, la relación gas-aceite producido fue de 2000 (pie^3/bl). Por su parte, la densidad relativa del gas, la densidad relativa del aceite, la temperatura en la garganta del orificio y la relación de calores específicos permanecieron constantes a lo largo de todo el proceso y equivalentes a 0.6, 0.85, 150°F y 1.275 respectivamente, la gráfica aludida se muestra en la figura (4.1) de este trabajo .

Por otro lado, para probar la factibilidad de el trabajo de Ashford y Pierce se hizo una prueba en un pozo piloto al que se le instaló una válvula de tormenta Otis, modelo J, tipo 22J037, alojada en un niple de asiento a 3500 (pie) de profundidad . El aparato de prueba estuvo constituido por dos registradores de presión, uno arriba y otro abajo de la válvula, a fin de obtener la caída de presión a través de ella; en la parte inferior del aparato se instaló un registrador de temperatura.

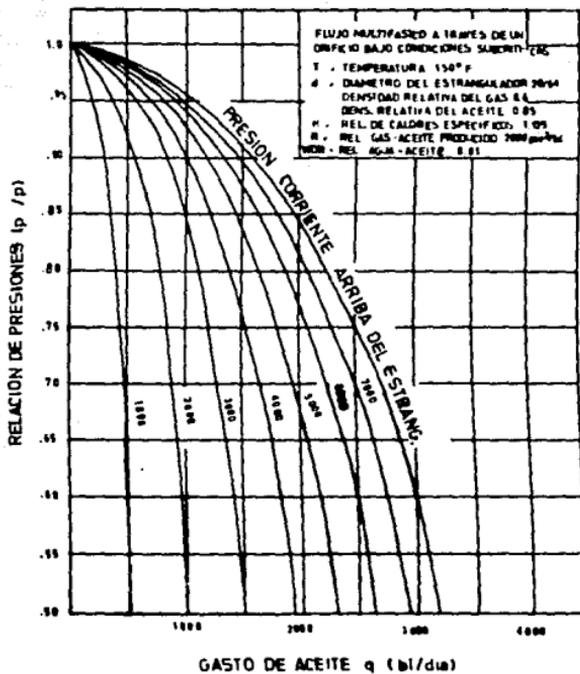


FIG.(4.1).- REPRESENTACION GRAFICA DE LA ECUACION PROPUESTA POR ASHFORD Y PIERCE.

Durante la prueba se utilizaron tres estranguladores de 16, 14 y 20/64 de pg., los resultados que arrojaron las pruebas correspondientes fueron; para el estrangulador de 16/64, el gasto varió entre 559 y 334 (bl/día); para el de 14/64 el gasto de aceite cayó entre 596 y 261 (bl/día) y para el de 20/64 entre 232 y 551 (bl/día).

Como consecuencia del análisis de los resultados obtenidos durante la prueba, encontraron que para el estrangulador de 16/64 de pg. se presentaba una caída de presión muy pequeña con relación a las registradas al utilizar los otros diámetros. Por lo que, optaron por introducir un parámetro al que denominaron coeficiente de descarga del orificio (C_d) con el fin de reducir el porcentaje de error obtenido inicialmente (12.89%). Por lo anterior, los autores presentan una gráfica en la que se muestra el comportamiento del coeficiente de descarga en función del tamaño del orificio, figura (4.2), en ella se observa que los valores de C_d para los estranguladores de prueba son :

<u>DIAMETRO DEL ORIFICIO</u> (en pg.)	<u>COEFICIENTE DE DESCARGA</u> (adimensional)
16/64	1.1510
14/64	1.0564
20/64	0.9760

Aún cuando el trabajo realizado por Ashford y Pierce está orientado básicamente hacia el estudio del flujo subcrítico, estos dejaron abierta la posibilidad de obtener mediante este análisis el comportamiento de un flujo multifásico bajo condiciones críticas. Es decir, identificaron que al existir una caída de presión a través de la sección de estrangulación, bajo condiciones críticas, no existía un incremento en el gasto de aceite que pasaba a través del estrangulador, matemáticamente esto quiere decir :

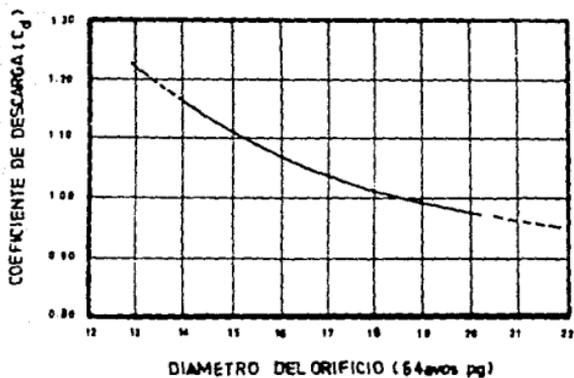


FIG.(4.2).- COEFICIENTE DE DESCARGA DEL ORIFICIO
SEGUN ASHFORD Y PIERCE.

$$\frac{dq_o}{dX} = 0 \quad \text{entonces :} \quad X = X_c$$

La condición estipulada en la expresión anterior, se deriva a partir de la figura (4.1) y se satisface mediante la siguiente igualdad :

$$1 = \frac{\frac{R(p,T)}{k} \left[R(p,T) \left(\frac{k}{k-1} \right) \left[1 - (X_c)^{\frac{k-1}{k}} \right] + (1-X_c) \right]}{0.5 \left[1 + R(p,T) (X_c)^{-\frac{1}{k}} \right]^2 (X_c)^{\frac{k+1}{k}}} \quad (4.4)$$

De la ecuación anterior se puede establecer que cuando existe flujo multifásico a través del estrangulador, la relación de presiones bajo condiciones críticas (X_c) depende de la relación gas-liquido a las condiciones de presión y temperatura de la garganta del orificio, así como de la relación de calores específicos. Por lo que, para obtener el valor correcto de la relación crítica de presiones se procederá a efectuar un procedimiento iterativo, en el que se toma como base del ensaye a la ecuación (4.4); se recomienda que el primer valor de aproximación sea obtenido a partir de la figura (4.1) .

Entonces, una vez obtenido el valor de la relación crítica de presiones (X_c) podrá substituirse en las ecuación (4.3) para así obtener el comportamiento de flujo a través del estrangulador bajo condiciones críticas .

IV.2. - CORRELACION DE FORTUNATI

Como se mencionó al inicio de este capítulo, el estudio del flujo a través de estranguladores bajo condiciones subcríticas parte del hecho de considerar condiciones críticas a través de ellos. Por lo cual, el trabajo presentado por Fortunati⁽¹⁾ no es la excepción, ya que este hace un análisis a partir del cual deriva una expresión que define el comportamiento de un flujo tanto crítico como subcrítico.

En el desarrollo de esta correlación se hace énfasis en asumir que la velocidad del flujo interviene en forma fundamental en el comportamiento de éste a través del estrangulador; es por eso que al investigar sobre el particular, dedujo que la velocidad de flujo depende en gran medida de dos aspectos primordiales; estos son:

- a).- La concentración de gas (ω) presente en la mezcla de hidrocarburos.
- b).- La caída de presión que se presenta a través de la restricción; es decir, la diferencia que existe entre las presiones corriente arriba y corriente abajo del estrangulador.

Además, de las observaciones realizadas se determinó que para un flujo de dos fases, la diferencia entre las presiones corriente arriba y abajo del orificio llega a ser hasta diez veces mayor que la que se presenta en un flujo de una sola fase.

Por lo anterior, el autor señala que el flujo multifásico está definido por las siguientes funciones:

$$\delta = \frac{\text{Área ocupada por el gas}}{\text{Área total}} = \frac{A_g}{A_t}$$

$$\omega = \frac{q_g}{q_l + q_g}$$

(1) Fortunati, F., referencia No. 20 de la que se presenta al final de este trabajo.

pero, cuando se tiene flujo a través de un estrangulador se cumple que :

$$\delta = \omega .$$

Por otro lado, considerando la velocidad sónica de un fluido en dos fases como:

$$v_s = \left[\frac{m P}{\beta m} \right]^{0.5}$$

donde :

$$m = \frac{(1-Y) C_{vl} + Y C_{pg}}{(1-Y) C_{vl} + Y C_{vg}}$$

$$Y = \frac{\text{masa del gas}}{\text{masa de la mezcla}}$$

Por su parte, la densidad de la mezcla medida a condiciones estandar se define mediante la siguiente expresión :

$$\rho_m = \frac{\left[1 - \frac{q_g}{q_m} \right]}{B_o} (\rho_l + \rho_g R_{el})$$

siendo:

R_{el} , la relación gas disuelto-liquido medida a condiciones estandar ($\text{pie}^3/\text{pie}^3$).

R_g , la relación gas disuelto-liquido medida a la P_g y T ($\text{pie}^3/\text{pie}^3$).

Entonces, al combinar las expresiones anteriores, Fortunati deriva la siguiente expresión :

$$P_z = \frac{q_o}{A_t} \left[(R_{el} - R_g) (\rho_o + \rho_g R_{el}) \frac{P_o Z T}{T_o} \right]^{0.5}$$

----- (4.5)

esta misma ecuación pero definida en términos del gasto de aceite a condiciones estandar queda como :

$$q_o = \frac{\rho_2 A_1}{\left[(R_{s1} - R_s) (\rho_o + \rho_g R_{s1}) \frac{p_o Z T}{T_o} \right]^{0.5}} \quad \text{----- (4.6)}$$

Las expresiones anteriores son válidas únicamente para condiciones de flujo crítico; a partir de ellas puede observarse que si el diámetro del estrangulador permanece constante y si existe cualquier cambio en el valor de la presión corriente abajo de la restricción (p_2), implica un cambio también en el gasto de aceite; en otras palabras el gasto de aceite varía en forma directamente proporcional a la variación de la presión corriente abajo del estrangulador, siempre y cuando se mantenga constante el diámetro de la restricción .

Posteriormente, para encontrar condiciones de flujo subcrítico, el autor se auxilia de la gráfica construida por Guzov y Medvediev⁽¹⁾; figura (4.3), donde se presenta el comportamiento de la velocidad de la mezcla a través del estrangulador en función de la relación de presiones (p_2/p_1), teniendo como variable la concentración de gas presente en la mezcla (ω). Debido a que la elaboración de la figura (4.3) se realizó a una presión corriente abajo de la restricción constante e igual a 19.88 (lb/pg²); es necesario que para los valores que sobrepasen esta especificación, la velocidad determinada gráficamente a partir de él se modifique mediante la siguiente expresión:

$$v' = v_{\text{gráfico}} \left[\frac{p_2'}{p_2} \right]^{0.5} \quad \text{----- (4.7)}$$

(1) Guzov y Medvediev, referencia No. 21 de la que se presenta al final de este trabajo .

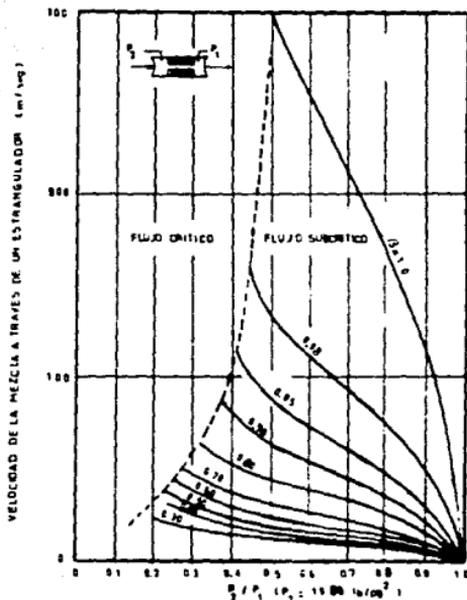


FIG. 14.31. COMPORTAMIENTO DE LA VELOCIDAD DE LA MEZCLA A TRAVÉS DE UN ESTRANGULADOR EN FUNCIÓN DE LA RELACION DE PRESIONES (P_2/P_1)

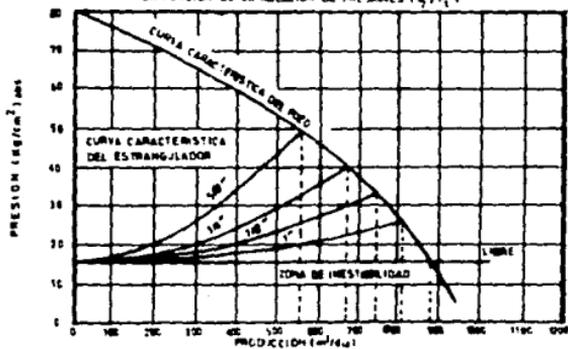


FIG. 14.41. COMPARACION ENTRE LAS CURVAS CARACTERÍSTICAS DEL COMPORTAMIENTO DEL POZO Y EL DEL ESTRANGULADOR

donde v' y p_2' son los valores reales; mientras que :

$$d = (1 - \omega^3)^{0.98}$$

Haciendo un análisis de la gráfica presentada en la figura (4.3) se observa que el valor mínimo que alcanza la relación de presiones (p_2/p_1) es 0.5 para una concentración de gas igual a 1.0; entonces, basándonos en la definición de (ω) se puede decir que el flujo es crítico cuando el fluido está en una sola fase, específicamente cuando es de gas ($\omega = q_g/q_m; q_g = q_m$). Además, en esta misma figura se observa que la línea discontinua separa a la zona de flujo crítico de la de flujo subcrítico, y donde interseca a las curvas correspondientes a los valores de (ω) se tendrá un punto cuya proyección sobre el eje de las abscisas dará el valor de la presión corriente arriba de la restricción (p_1), para un valor de la presión corriente abajo de la misma (p_2) constante, que representará la mínima presión en la tubería de producción para esas condiciones .

En la tabla (4.1), se muestran los valores de velocidad de la mezcla, para una presión $p_2 = 19.88$ (lb/pg²), obtenidos a partir de la figura (4.3) .

Por lo anterior, y para obtener una expresión final que simulara las condiciones de flujo subcrítico a través de un estrangulador superficial, el investigador tuvo que suponer flujo isotérmico y considerar que la posible producción de agua quedaría integrada en la fase líquida. Con esto la ecuación se reduce a lo siguiente :

$$q_o = \frac{A_t (1 - \omega)}{B_o} C_d v_{gráfico} \left[\left[\frac{p_2'}{p_2} \right]^{0.9} \right]^d$$

----- (4.8)

TABLA (4.1)
 VELOCIDAD CRITICA Y SUBCRITICA DE LA MEZCLA (m/seg) CUANDO
 $P_2 = 19.88 \text{ (lb/pg}^2\text{)}$

p_2/p_1	β	1.0	0.98	0.95	0.90	0.80	0.70	0.60	0.50
0.000	293	165	115	86	63	48	42.5	36	
0.100	293	165	115	86	63	48	42.5	36	
0.200	293	165	115	86	63	48	42.5	36	
0.225	293	165	115	86	63	48	42.5	36	
0.250	293	165	115	86	63	48	42.5	34	
0.275	293	165	115	86	63	48	40	32	
0.300	293	165	115	86	63	47	38	30	
0.325	293	165	115	86	63	45	36	28	
0.350	293	165	115	86	58	43	34	26	
0.375	293	165	115	86	54	40	32	24	
0.400	293	165	115	80	51	37	30	23.5	
0.425	293	165	110	76	48	35	28	21	
0.450	293	158	102	72	46	34.5	26.5	19	
0.475	293	142	95	68	44	32	26	18	
0.500	293	132	90	65	42	30	25	17	
0.525	280	125	85	61	40	28	24	16	
0.550	270	117	78	57	38	26.5	23	15.5	
0.575	255	111	74	55	37	26	21	15	
0.600	250	106	71	52	36	25	20	14	
0.625	240	101	67	49	35	24	19	13	
0.650	230	95	63	47	34	23	18	12	
0.675	220	93	60	45	33	22	17	11	
0.700	210	88	57	43	32	21	16	11	
0.725	198	84	55	40	31	20	15	10.5	
0.750	189	78	52	38	29	18	14	10	
0.775	177	73	49	36	27	17	13	10	
0.800	167	68	47	33	26	16	12	9.5	
0.825	156	64	44	31	24	15	11	9.5	
0.850	143	57	39	27	21	14	10.5	9	
0.875	128	51	35	24	18	13	10	8	
0.900	112	45	30	20	16	11	7.5	7	
0.925	95	36	25	16	13	8	7	6	
0.950	76	27	18	12	10	6	5	5	
0.975	45	15	10	6	6	3	2.5	2.5	

donde:

$(1-\omega)$, es la concentración de líquido en la mezcla (frac.).

$A_1(1-\omega)$, es la parte del área de la sección transversal del estrangulador ocupada por líquido (m^2).

q_o , es el gasto de líquido en (m^3/seg).

Pero, para homogeneizar unidades :

$$q_o = 543396.6 q_o \quad ; \quad (bl/dia) \quad \text{-----} \quad (4.8.a)$$

Finalmente, Fortunati hace un análisis comparativo, de lo que él llama comportamiento del pozo y el comportamiento del estrangulador; siendo el primero la representación gráfica de la variación del gasto como función del diámetro de la T.P., y el segundo, la representación gráfica de la ecuación (4.7) para una presión corriente abajo de la restricción preestablecida. El resultado de esta comparación se muestra en la figura (4.4) donde aparecen las curvas características de los comportamientos aludidos. Las intersecciones de estas curvas indican el gasto efectivo que se puede obtener para las condiciones de presión y diámetro del estrangulador establecidos.

Por consiguiente, el autor concluye que para un gasto de aceite obtenido bajo condiciones críticas, el comportamiento del estrangulador será más efectivo si se incrementa la contrapresión debida a las condiciones prevaescentes corriente abajo del estrangulador; mientras que, cuando el flujo se desarrolla bajo condiciones subcríticas, la eficiencia del estrangulador aumentará si se disminuye la presión corriente abajo del mismo, en este caso es conveniente utilizar restricciones de diámetro grande.

IV.3. - CORRELACION DE D.W. SURBEY, B.G. KELKAR Y J.P. BRILL

El trabajo⁽¹⁾ presentado por estos autores es un estudio del flujo subcritico a través de válvulas con orificios múltiples (MOV); el motivo por el cual se investigó al respecto es el desarrollo que se ha tenido en las zonas marinas en cuanto a producción de aceite y gas. Tomando en cuenta que los ambientes de trabajo no son los adecuados para la operación de los equipos convencionales, se han tenido que adecuar dispositivos que a su vez sirvan para aminorar tales condiciones. Tal es el caso, de las válvulas con orificios múltiples, que cumplen la misma función que los estranguladores superficiales terrestres; estas son operadas a control remoto desde una central de operación y utilizan los mismos principios de trabajo requeridos en los estranguladores que operan con bajas caídas de presión.

Esencialmente, el proceso de investigación consistió en obtener parámetros de flujo subcritico como son; la caída de presión a través de este tipo de válvulas, el gasto de liquido que fluye a través de ellas, etc, a partir de las características específicas de la geometría interna de las válvulas con orificios múltiples (MOV), modelo M2, construidas por la Compañia Willis Oil Tool. En la figura (4.5) se presenta el diseño de una MOV de 2 pg de diámetro, en ella se observa que el cuerpo de la válvula contiene un disco cerámico con dos orificios concéntricos de diámetros variables; los cuales permiten el flujo a través de ellos, el diámetro de las restricciones varia de acuerdo a la posición que adquiere el disco ya que este puede girar en el sentido de las manecillas del reloj y posicionarse de acuerdo a una escala (en grados) que se encuentra en el cuerpo del estrangulador.

(1) Trabajo presentado en la 1985 SPE Annual Technical Conference and Exhibition, ref. No. 22 de esta leste.

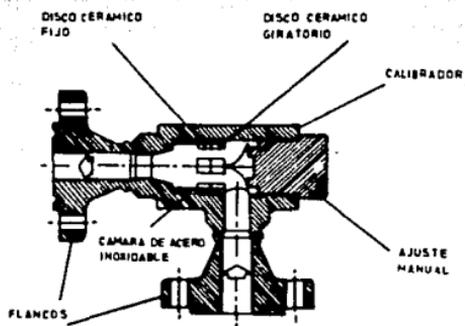


FIG. (4.5) _ ESQUEMA DE LA VALVULA CON ORIFICIOS MÚLTIPLES UTILIZADA EN LA INVESTIGACION.



FIG. (4.6 a)

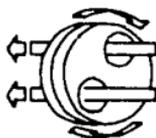


FIG. (4.6 b)



FIG. (4.6 c)

FIG. (4.6) _ DIFERENTES POSICIONES QUE ADOPTA EL DISCO CERAMICO

En la figura (4.6) se muestran las diferentes posiciones que puede adoptar el disco; ésta a su vez se subdivide en tres figuras, la figura (4.6.a) corresponde a la posición en la que los orificios de estrangulación están totalmente abiertos; como se observa esta ocurre en una completa superposición de las restricciones; es decir, colocadas una sobre otra, esto se logra colocando la perilla de la escala en la posición de 90° (1.6 rad) . Por su parte, en la figura (4.6.b) se esquematiza la posición en la que los orificios han sufrido una reducción en su área de estrangulación, lográndose esta al girar la perilla de la escala dentro del rango comprendido entre 90 y 180° , obteniéndose una menor área de estrangulación a medida que la perilla se aproxima a los 180° . Mientras que, en la figura (4.6.c) se muestra el área de flujo totalmente cerrada, como se observa los orificios se encuentran horizontalmente con respecto a la dirección del flujo; entonces, para esta posición la perilla debe encontrarse exactamente en 180° .

DESARROLLO DEL MODELO MATEMATICO

Para establecer el modelo matemático se realizaron las siguientes consideraciones tomando como base lo antes expuesto; es por eso que :

- 1.- Cuando el estrangulador está parcialmente abierto, el flujo se deriva de los lados hacia el centro de la restricción, causando un choque entre el flujo y las paredes de la tubería corriente abajo del orificio; por lo que, a medida que el ángulo de choque aumenta se disminuye el área de estrangulación .
- 2.- Por otra parte, cuando los orificios están completamente abiertos, el flujo pasa por la parte central de la sección de estrangulación.
- 3.- Cuando la corriente choca contra las paredes de la tubería, el flujo mantiene una forma uniforme, por lo que las condiciones prevaescentes corriente abajo

del orificio no afectan el flujo de la mezcla, no importando la posición que adopte la zona de estrangulación.

Por los conceptos, vertidos líneas arriba, la caída de presión a través de la válvula con orificios múltiples puede calcularse a partir de lo siguiente :

$$\Delta p = 2 \left(\frac{1}{2} c \rho_1 v_o^2 \right) \quad \text{----- (4.9)}$$

siendo (c) una constante de la correlación que puede ser calculada mediante una relación de áreas; la del orificio con respecto a el de la tubería, es decir :

$$c = \left[\frac{2}{m} - \frac{A_o}{A_p} - 1 \right]^2 \quad \text{----- (4.10)}$$

donde (m) se origina de la siguiente expresión :

$$\left[\frac{m}{1.2} \right]^2 = \left[\frac{1 - m (A_o/A_p)}{1 - (A_o/A_p)^2} \right] \quad \text{----- (4.11)}$$

Para obtener el valor de (c) es necesario aplicar un proceso de ensaye y error a la ecuación (4.11) con el fin de determinar el parámetro (m) y así substituirlo en la ecuación (4.10).

Pero, cuando el flujo choca contra las paredes del estrangulador existe disipación de energía; por lo que, en este caso la caída de presión se obtiene en función de :

$$\Delta p = \frac{1}{2} \rho_1 v_o^2 \text{sen} (\beta) \quad \text{----- (4.12)}$$

donde β , es el ángulo de choque obtenido a partir de las figuras (4.7) y (4.8) mediante la utilización de funciones trigonométricas y del siguiente desarrollo :

$$\overline{OG} = (r + L) \cos (\alpha)$$

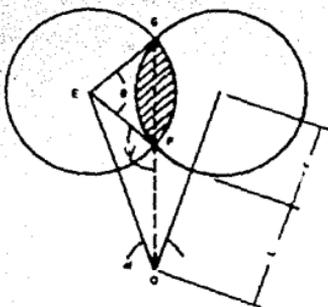


FIG 14.71.- ESQUEMA QUE MUESTRA EL ÁREA DE FLUJO TOTALMENTE ABIERTA.

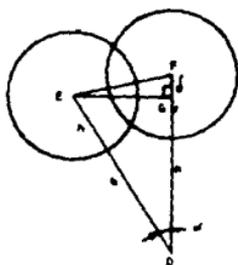


FIG 14.81.- FIGURA A PARTIR DE LA CUAL SE OBTIENE EL ÁNGULO DE ENDOQUE

por otro lado, se observa que la longitud \overline{OF} es igual a :

$$\overline{OF} = (r + L)$$

entonces :

$$\delta = \overline{OF} - \overline{OG} = (r + L) (1 - \cos \alpha)$$

pero como :

$$\tan \beta = \frac{\delta}{h}$$

Por lo que, substituyendo las expresiones anteriores se obtiene a el ángulo de choque como en función de :

$$\beta = \text{ang tan} \left[\frac{(r + L)(1 - \cos \alpha)}{h} \right]$$

siendo :

α ; el ángulo de rotación con respecto a la posición de la sección de estrangulación totalmente abierta, (grados).

r ; radio del orificio del estrangulador, (pg) .

L ; distancia que existe entre el centro del disco a la circunferencia de la restricción, (pg) .

h ; altura, (pg) .

En otro caso, cuando corriente abajo del estrangulador se presenta una expansión del sistema, la caída de presión se obtiene con la ecuación (4.9). pero se utiliza la siguiente expresión para obtener la constante (c) :

$$c = (1 - A_o/A_p)^2$$

Ahora bien, considerando la geometría del estrangulador se establece que el área de estrangulación queda en función de el radio de los orificios (r_o), la distancia que existe entre el eje de rotación y el centro de los orificios (L) y del ángulo de rotación (α) :

$$A_c = 2 r^2 (\theta - \text{sen } \theta)$$

Para obtener la expresión que defina al ángulo (θ), se utilizó la figura (4.7) que al aplicar la ley de los senos al triángulo formado por los puntos EFD se encontró que :

$$\frac{r}{\text{sen } \left(\frac{\alpha}{2}\right)} = \frac{L+r}{\text{sen } \psi} \quad \text{----- (4.13)}$$

la suma de los ángulos internos del triángulo formados por los puntos EFG se expresan como :

$$\theta = \pi - 2(\pi - \psi) \quad \text{----- (4.14)}$$

entonces, al substituir la relación (4.13) en la ecuación (4.14) se tiene que :

$$\theta = 2 \left[\text{ang sen } \left[\frac{r+L}{r} \text{sen } \left(\frac{\alpha}{2}\right) \right] \right] - \pi$$

En lo referente a la experimentación, esta se llevó a cabo en tres etapas; consistiendo en observar el comportamiento de flujo de gas, de líquido y de una mezcla bifásica (gas-líquido) a través de este tipo de válvulas .

En la prueba de flujo de líquido se utilizó agua como sustancia de flujo a partir de la cual se pudo correlacionar el coeficiente por diámetro de orificio (C_{vl}) quedando únicamente en función de la caída de presión a través de la sección de estrangulación; esto es:

$$C_{vl} = \frac{q_l}{34.3} \left[\frac{\gamma_l}{\Delta p} \right]^{0.5} \quad \text{----- (4.15)}$$

Así mismo, cuando el flujo fue exclusivamente de gas, el coeficiente por diámetro de orificio se determina como:

$$C_{vg} = \frac{W_g}{63.3 Z} \left[\frac{\bar{V}_g}{\Delta p} \right]^{0.5} \quad \text{----- (4.16)}$$

donde :

W_g , es el gasto másico del gas (lb_m/hr)

Z , el factor de expansión del gas (adimensional)

Para este caso, se recomienda obtener el valor de Z mediante la siguiente expresión :

$$Z = 1 - (0.41 + 0.35 \left(\frac{d_a}{d_p} \right)^4) \frac{\Delta p}{p_s R(p,T)}$$

Pero, debido a que el coeficiente por diámetro de orificio (C_v) es una medida de la capacidad de flujo del estrangulador y cuyo valor depende de la posición que adopte el disco, se correlacionó el comportamiento tanto para el gas como para el líquido, los resultados obtenidos se muestran en la figura (4.9); en ella se observa que el valor máximo que el coeficiente adquiere es el de 30.2 para el caso en que la sección de estrangulación está completamente abierta .

Por otro lado, cuando el flujo es bifásico el coeficiente por diámetro de orificio (C_v) no puede ser obtenido a partir de la figura (4.9), ya que al existir disminución en la presión corriente abajo de la restricción se presenta un incremento de la cantidad de gas que fluye simultáneamente con el líquido. Debido a lo cual, se recomienda la utilización del siguiente procedimiento para llevar a cabo la determinación del coeficiente por diámetro de orificio cuando por él existe flujo de líquido (C_{vl}) :

- 1.- Teniendo como dato la posición del disco (escala en grados) y utilizando la figura (4.9) se lee el valor de C_{vlTP} .
- 2.- Además, conociendo el valor de la relación gas-líquido y la presión corriente arriba de la restricción se calcula el factor de corrección por tratarse de flujo bifásico, este se obtiene con la siguiente expresión :

$$F_c = \left[\text{sen} (c_1 R^{c_2}) \right] \phi^{c_3} P_1^{c_4/A}$$

donde, ϕ es la posición del disco (radianes) y los valores de c_1 a c_4 se presentan en la siguiente tabla :

TABLA (4.2)

CONSTANTES DE LA CORRELACION	VALOR (Adimensional)
c_1	0.58530
c_2	-0.14582
c_3	0.24190
c_4	-0.02026

3.- Conociendo los valores de F_c y C_{vlTP} se calcula el coeficiente por diámetro de orificio (C_{vl}), utilizando la siguiente ecuación :

$$C_{vl} = \frac{C_{vlTP}}{2 F_c}$$

Por consiguiente, una vez realizado lo anterior se podrá obtener de la ecuación (4.15) el gasto de líquido que pasa a través de de la sección de estrangulación bajo condiciones subcríticas; es decir :

Si despejamos al gasto de líquido de la ecuación (4.15) tenemos que :

$$q_l = \frac{34.28 C_{vl}}{\left[\frac{\gamma_l}{\Delta p} \right]^{0.5}} \quad \text{----- (4.17)}$$

Para dar solución a la ecuación (4.17), previamente se deberá calcular la caída de presión a través de los orificios de la válvula, utilizando las ecuaciones; de la (4.9) a la (4.12), según sea el caso planteado .

Como comprobación a sus experimentaciones, mediante el procedimiento propuesto se obtiene el coeficiente por diámetro de orificio (C_{vl}) y la caída de presión a través de las restricciones teniendo como constante un gasto de líquido igual a 0.1 (pie³/seg) y una densidad del mismo de 62.4 (lb_m/pie³) . Además, en la figura (4.10) se comparan los datos obtenidos experimentalmente con los determinados a partir de las ecuaciones encontradas para la caída de presión Δp .

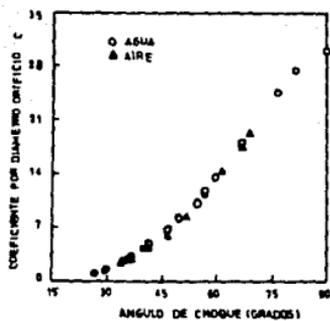


FIG. 4.91.- VARIACION DEL COEFICIENTE POR DIAMETRO DEL ORIFICIO CONTRA EL ANGULO DE CHOQUE.

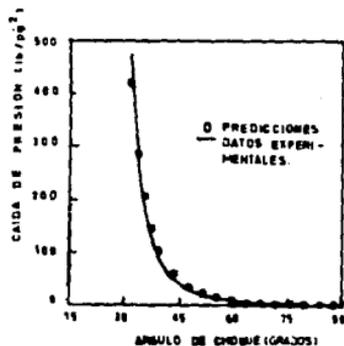


FIG. 4.101.- COMPARACION ENTRE LOS DATOS DE CAIDA DE PRESION OBTENIDOS EXPERIMENTALMENTE Y LOS PREDECIDOS POR LAS ECUACIONES.

IV.4. - CORRELACION PROPUESTA POR LA COMPANIA WILLIS OIL TOOL

La Compañía Willis Oil Tool⁽¹⁾ diseñó una regla de cálculo con el fin de facilitar la determinación del diámetro del estrangulador necesario para obtener un gasto determinado, el cual se encuentre bajo condiciones críticas y/o subcríticas; para esto se requiere conocer la presión corriente arriba de la restricción. En la figura (4.11) se muestra la regla y cuyo manejo se basa generalmente en hacer coincidir el valor del gasto deseado con el correspondiente a la presión corriente arriba del orificio, para leer directamente el diámetro buscado, en ella el gasto está dado en (bl/día), la presión en (lb/pg²) y el diámetro en (64avos. de pg).

La forma de utilizar la regla de cálculo va a depender del fluido a manejar a través del estrangulador; o sea, que éste se encuentre en una sola fase, sea líquido, vapor o gas; o que se trate de un fluido en dos fases, gas-líquido. Como se puede observar, la figura tiene varias flechas; estas se utilizan para efectuar la lectura del diámetro del orificio cuando se presentan las siguientes consideraciones:

- FLUJO DE UNA SUBSTANCIA EN UNA SOLA FASE:

- Flujo de Líquido

Flecha No. 1:- Exclusivamente para flujo de agua.

Flecha No. 2:- Para cualquier de los siguientes casos:

- a).- Cuando existe vaporización a la salida del estrangulador debida a una baja presión corriente abajo del mismo.
- b).- Obtención del factor de corrección para corregir la caída de presión cuando se trate de una válvula de orificios múltiples.

(1) Willis Oil Tool Company, referencia No. 28 de la presentada al final de este trabajo.

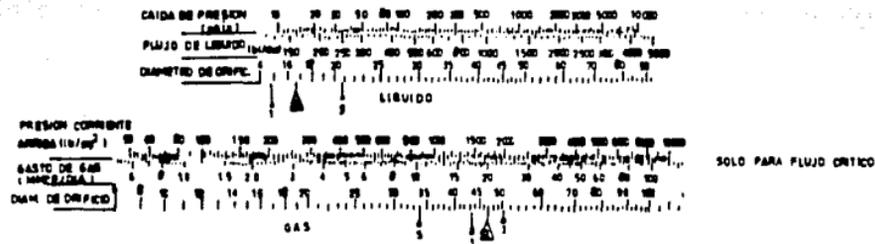


FIG. (4.11) - REGLA DE CALCULO QUE PERMITE ESTIMAR EL DIAMETRO DE ESTRANGULADOR

c).- Flujo de aceite de baja viscosidad (35^oAPI) y baja relación gas-aceite (250:1) .

Flecha No.3:-Como factor de corrección en flujo de aceites de alta viscosidad (20^oAPI) o con relación gas-aceite cerca de 500:1 .

- Flujo de Gas

Flecha No. 1:-Para gas seco con densidad relativa de 0.60 a una temperatura de 60^oF .

Flecha No. 2:-Para gas que tiene algo de condensado .

Flecha No. 3:-Para gas con alto contenido de CO₂ y H₂S .

- Flujo de Vapor

Flecha 5 :- Para determinar el tamaño del orificio en una válvula de inyección de vapor. El valor leído en la escala de flujo de gas, puede ser cambiado de (MMCF/día) a (lb_m/hr) de vapor,multiplicando por 1000 .

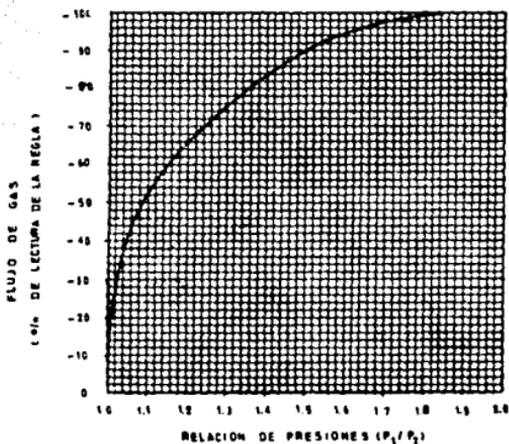
Aunque hasta ahora se a hablado de la determinación del diámetro del orificio, es obvio que esta regla puede ser utilizada para estimar cualquier de las tres variables, teniendo dos de ellas como dato .

Por otro lado, los valores obtenidos con la regla están basados en la suposición de flujo critico, cuando dicha condición no se cumple el diámetro del estrangulador puede ser corregido utilizando la gráfica mostrada en la figura (4.12), donde también se presenta un ejemplo de aplicación.

- FLUJO DE UNA SUBSTANCIA EN DOS FASES :

De acuerdo con las consideraciones observadas para la obtención de esta regla de cálculo, se obtuvo que para una relación gas-líquido inferior a 500:1, el valor proporcionado por la escala de líquido y la flecha

FIG. 14.121. GRAFICA QUE PERMITE CORREGIR EL DIAMETRO DEL ESTRANGULADOR CUANDO NO SE CUMPLEN CONDICIONES DE FLUJO CRITICO A TRAVES DE EL.



EJEMPLO DE APLICACION

$P = 1100$ $P_2 = 1000$ $P_1/P_2 = 1.1$
 GASTO DESEADO : 1.5 MMCF/D
 DE LA LECTURA DE LA REGLA : DIAMETRO 1 1/4"
 FACTOR DE CORRECCION : 0.86
 GASTO CORREGIDO : 1.5 / 0.86 = 1.74 MMCF/D
 DIAMETRO CORREGIDO : 1 1/2"

correspondiente a las condiciones de flujo, proporciona una buena aproximación .

Pero, para valores de esta relación superiores a este rango, se propone efectuar lo siguiente :

Determinar el tamaño del orificio para cada una de las fases por separado, utilizando la flecha No. 2 , para posteriormente sumar las áreas correspondientes a cada una de las fases, obtenidas a partir de la tabla (4.3) . Posteriormente obtener un factor de corrección a partir de la gráfica mostrada en la figura (4.13), y aplicarlo al área sumada . Por último convertir el valor así calculado, a un diámetro equivalente. A continuación se presenta un ejemplo, el cual pretende describir el procedimiento mencionado :

EJEMPLO :

DATOS: Pozo de aceite

Gasto de aceite = 600 (bl/día)

$p_1 = 2000$ (lb/pg²)

$p_2 = 500$ (lb/pg²)

Gasto de gas = 300 (MCF/día)

Relación gas-líquido = 500:1

PROCEDIMIENTO DE CALCULO :

- 1.- Escala de líquido, flecha No.2 ; diámetro = 10/64 pg.
- 2.- Escala de gas, flecha No.2; diámetro = 5.8/64 pg.
- 3.- De la tabla (4.3), se obtiene :

$$\text{Área 1} = 0.0192 \text{ pg}^2$$

$$\text{Área 2} = 0.0065 \text{ pg}^2$$

$$\text{suma} = 0.0257 \text{ pg}^2$$

- 4.- De la figura (4.13), el factor de corrección = 1.35
- 5.- El Área corregida = $0.0257 \times 1.35 = 0.035 \text{ pg}^2$
- 6.- Finalmente, utilizando la tabla (4.3) se obtiene el diámetro equivalente igual a 13.5/64 de pg .

Con lo que el problema se encuentra resuelto .

FIG. 14.131. — GRÁFICA QUE NOS PERMITE OBTENER EL FACTOR DE CORRECCION PARA EL AREA DE FLUJO TOTAL CUANDO EL FLUJO A TRAVES DEL ESTRANGULADOR ES BIFÁSICO.

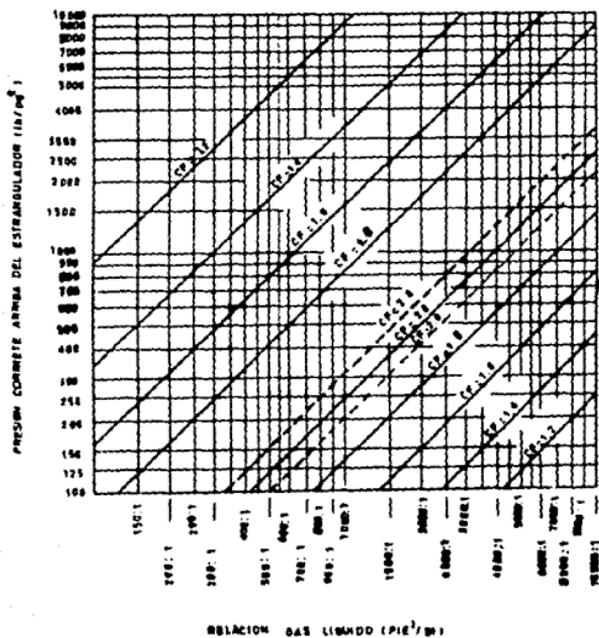


TABLA (4.3)

DIAM. DEL ESTRANG. (64avos dg)	AREA (pg ²)	DIAM. DEL ESTRANG. (64avos dg)	AREA (pg ²)	DIAM. DEL ESTRANG. (64avos dg)	AREA (pg ²)
1	0.0002	49	0.4604	98	1.8415
2	0.0008	50	0.4794	99	1.8793
3	0.0017	51	0.4987	100	1.9175
4	0.0031	52	0.5185	101	1.9560
5	0.0048	53	0.5386	102	1.9949
6	0.0069	54	0.5591	103	2.0343
7	0.0094	55	0.5800	104	2.0739
8	0.0125	56	0.6013	105	2.1140
9	0.0155	57	0.6230	106	2.1545
10	0.0192	58	0.6450	107	2.1955
11	0.0232	59	0.6675	108	2.2365
12	0.0276	60	0.6905	109	2.2782
13	0.0324	61	0.7150	110	2.3201
14	0.0376	62	0.7371	111	2.3625
15	0.0431	63	0.7610	112	2.4055
16	0.0491	64	0.7854	113	2.4484
17	0.0554	65	0.8101	114	2.4920
18	0.0621	66	0.8353	115	2.5359
19	0.0692	67	0.8608	116	2.5802
20	0.0767	68	0.9127	117	2.6246
21	0.0846	70	0.9276	118	2.6699
22	0.0928	71	0.9666	119	2.7155
23	0.1014	72	0.9940	120	2.7612
24	0.1104	73	1.0216	121	2.8074
25	0.1198	74	1.0509	122	2.8540
26	0.1296	75	1.0786	123	2.9009
27	0.1398	76	1.1075	124	2.9485
28	0.1505	77	1.1369	125	2.9961
29	0.1615	78	1.1666	126	3.0442
30	0.1726	79	1.1967	127	3.0927
31	0.1843	80	1.2272	128	3.1416
32	0.1965	81	1.2581		
33	0.2088	82	1.2893		
34	0.2217	83	1.3209		
35	0.2349	84	1.3530		
36	0.2485	85	1.3854		
37	0.2625	86	1.4182		
38	0.2769	87	1.4513		
39	0.2916	88	1.4849		
40	0.3068	89	1.5188		
41	0.3225	90	1.5532		
42	0.3382	91	1.5879		
43	0.3545	92	1.6230		
44	0.3717	93	1.6584		
45	0.3885	94	1.6943		
46	0.4057	95	1.7305		
47	0.4236	96	1.7671		
48	0.4418	97	1.8042		

V.- TIPOS DE ESTRANGULADORES QUE SE UTILIZAN EN LA INDUSTRIA PETROLERA

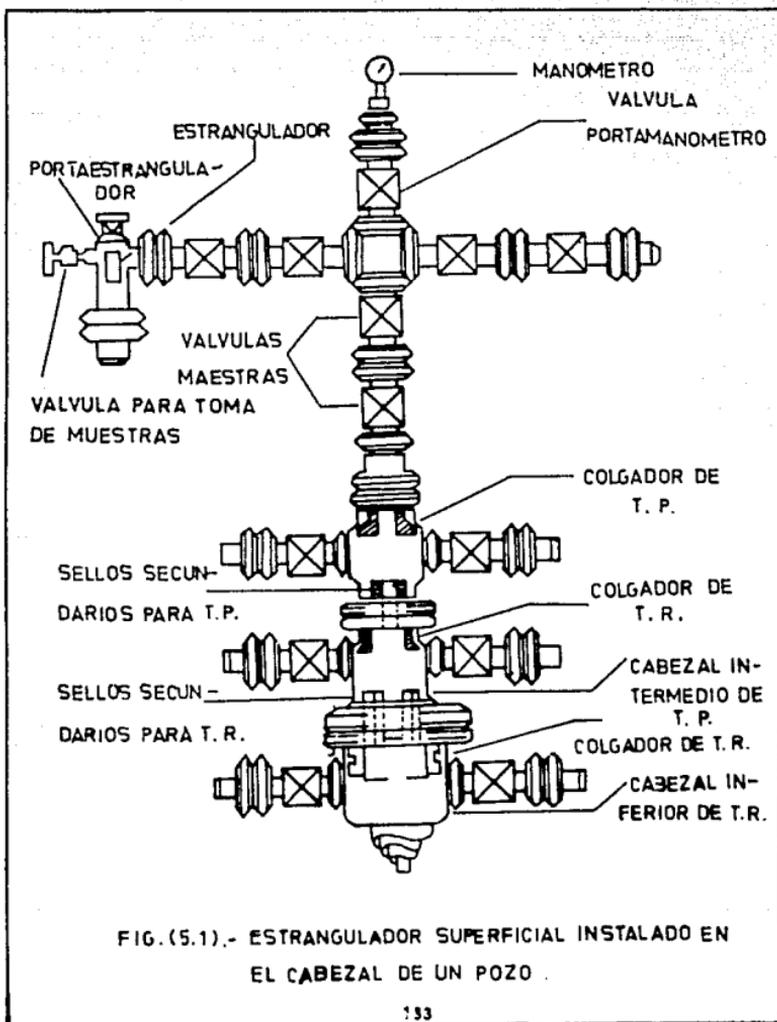
Una vez que se han estudiado los conceptos fundamentales y las teorías desarrolladas a partir de éstos, es importante conocer los tipos de estranguladores existentes en el mercado. En este capítulo se presentan los más comunmente utilizados; así como también las diferentes variantes surgidas a partir de estos .

Como es bien sabido, el estrangulador se puede instalar en el cabezal de un pozo, como se muestra en la figura (5.1), en un múltiple de estrangulación o en el fondo de la tubería de producción.

Como ya se mencionó, dicha instalación se efectúa con el fin de controlar la presión del pozo, regulando la producción de aceite y gas o en determinadas ocasiones para controlar la invasión de agua o arena, y en forma fundamental ayuda a conservar la energía del yacimiento, asegurando una declinación más lenta de la energía propia de los pozos, dando como consecuencia un aumento en la vida fluyente de éstos y por consiguiente un incremento en la recuperación final de los hidrocarburos .

Ahora bien, en el mercado existen un sin número de compañías que ofrecen estranguladores con características específicas, estas de acuerdo al diseño de cada fabricante; la descripción detallada se presenta en los manuales proporcionados por las mismas compañías; sin embargo, una clasificación general es la de dividirlos en estranguladores superficiales y estranguladores de fondo.

Con respecto a los estranguladores superficiales, estos a su vez se subdividen en dos grandes grupos; los estranguladores fijos y los variables o ajustables .



V.1.- ESTRANGULADORES SUPERFICIALES FIJOS

Los estranguladores superficiales del tipo fijo, llamados frecuentemente positivo, tienen un elemento reemplazable de diámetro fijo (porta estrangulador), del que pueden ser extraídos para cambiar su diámetro.

Existen disponibles una gran variedad, con orificios que van desde 2/64 pg. hasta 128/64 de pulgada, en incrementos de 1/64 . Los estranguladores se fabrican a base de acero al alto carbón o bien de carburo de tungsteno. La mayoría de los estranguladores fijos se pueden convertir a variables, con sólo cambiar las partes apropiadas; independientemente de la compañía que los fabrique, este tipo de estranguladores presentan un problema en su colocación, ya que para llevarla a cabo necesariamente los orificios tienen que atornillarse al porta estrangulador e invariablemente del tiempo que esta operación requiere, se deberá desviar el flujo o en su caso cerrar el pozo.

A continuación se presentan las características de diseño de los principales estranguladores superficiales del tipo fijo existente en el mercado :

ESTRANGULADOR FIJO CAMERON

Uno de los estranguladores superficiales más representativos de este tipo es el denominado por esta compañía como H2, es un estrangulador como el mostrado en la figura (5.2). Las partes que lo integran se encuentran recubiertas de carburo de tungsteno. El máximo diámetro de orificio que permite alojar el cuerpo del estrangulador es el de 2 pulgadas; pero, en ocasiones se han llegado a utilizar hasta 3 pg .

En la tabla (5.1) se muestran las especificaciones de diseño presentadas por el fabricante; así como también las diferentes variantes entre cada uno de ellos, estas pueden observarse en las figuras auxiliares a dicha tabla .

FIG. 13.21. ESTRANGULADOR FIJO CAMERON



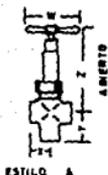
TABLA N° 13.11

ESPECIFICACIONES DE DISEÑO PARA LOS ESTRANGULADORES FIJOS Y VARIABLES DE 8 PG. DE DIAMETRO FABRICADOS POR LA COMPAÑIA CAMERON

N° DE CÓDIGO	ES. TIPO	DESCRIPCIÓN	ÁREA DE PASADIZO	W	X	Y	Z
ESTRANGULADORES VARIABLES FIJOS							
8275-0-1	A	1" LP x 2" LP	3000	8	8 1/2	6 1/2	15
8275-0-1	C	2" - 8000-824 x 2" LP	5000	8	8 1/2	6 1/2	15
8275-2-1	C	6" - 8000-824 x 2" LP	3000	8	8 1/2	6 1/2	15
8275-0-1	D	6" - 8000-822 x 2" - 8000-822	3000	8	8 1/2	6 1/2	15
8275-0-1	D	6" - 8000-824 x 2" - 8000-824	5000	8	8 1/2	6 1/2	15
8275-0-1	D	6" - 8000-824 x 2" - 8000-824	10000	8	8 1/2	6 1/2	15
8275-0-1	D	6" - 8000-824 x 2" - 8000-824	15000	8	8 1/2	6 1/2	15
2120-1	D	2 1/2" - 8000-824 x 2" - 8000-824	15000	16	16 1/2	14 1/2	35
2120-1	D	2 1/2" - 8000-824 x 2" - 8000-824	15000	16	16 1/2	14 1/2	35
2120-1	D	2 1/2" - 8000-824 x 2" - 8000-824	15000	16	16 1/2	14 1/2	35
2120-1	D	2 1/2" - 8000-824 x 2" - 8000-824	15000	16	16 1/2	14 1/2	35
46470-1	D	7 1/2" - 8000-824 x 2" - 8000-824	25000	16	16 1/2	14 1/2	35

ESPECIFICACIONES PARA ESTRANGULADORES FIJOS Y VARIABLES DE 1 PG.

N° DE CÓDIGO	ES. TIPO	DESCRIPCIÓN	ÁREA DE PASADIZO	W	X	Y	Z
ESTRANGULADORES FIJOS							
8275-0-1	D	2" - 8000-824 x 2" - 8000-824	1000	12	12 1/2	10 1/2	25
8275-0-1	D	2" - 8000-824 x 2" - 8000-824	5000	12	12 1/2	10 1/2	25
8275-0-1	D	2 1/2" - 8000-824 x 2" - 8000-824	10000	20	20 1/2	18 1/2	45
8275-0-1	D	2 1/2" - 8000-824 x 2" - 8000-824	10000	20	20 1/2	18 1/2	45
8275-0-1	D	2 1/2" - 8000-824 x 2" - 8000-824	10000	20	20 1/2	18 1/2	45
8275-0-1	D	2 1/2" - 8000-824 x 2" - 8000-824	10000	20	20 1/2	18 1/2	45



ESTILO A



ESTILO C



ESTILO D

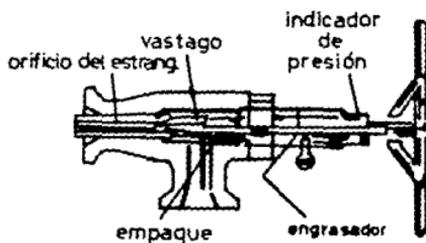
Cuando por alguna razón el flujo de hidrocarburos contiene un alto porcentaje de partículas sólidas abrasivas se presentará un desgaste excesivo en el asiento del estrangulador, provocando una estrangulación ineficiente, la existencia de este problema puede solucionarse sin la necesidad de cambiar el tipo de estrangulador, ya que por su construcción éste puede alojar orificios a los que se les ha efectuado un tratamiento especial. Por lo que la Compañía Cameron recomienda para este caso la utilización del orificio denominado como HJ con diámetros de 2/64 a 40/64 de pulgada, un ejemplo de este tipo de orificio se muestra en la figura (5.3.a); cuando el caso es el de estrangular un área mayor se recomienda la utilización del orificio HJC, este se presenta en la figura (5.3.b) .

La diferencia que existe entre estos estranguladores y los del tipo variable estriba en que para variar el área de estrangulación es necesario remover tanto la aguja como el asiento de este; mientras que, en los estranguladores variables solo es necesario ajustar el área de estrangulación deseada, esto puede observarse en la figura (5.4) de este trabajo .

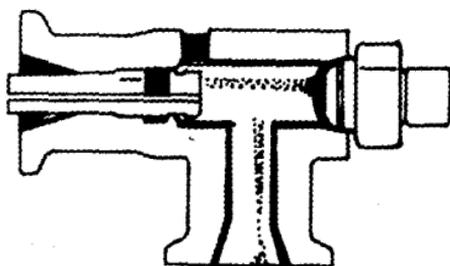
ESTRANGULADOR FIJO THORNHILL-CRAVER

La Compañía Thornhill-Craver es una de las más antiguas en la construcción de estranguladores superficiales de este tipo; de ahí que estos presenten características específicas que los diferencian de los de otros fabricantes; como por ejemplo, que sus partes internas se encuentren recubiertas de una capa de acero inoxidable.

Las diferentes variantes a este tipo de estrangulador se presentan para diferentes presiones de trabajo y dependiendo de estas se tienen las dimensiones de las partes del estrangulador, en la tabla (5.2) se presentan las especificaciones de diseño. Por otro lado un esquema de este estrangulador se muestra en la figura (5.5).



ESTRANGULADOR VARIABLE



ESTRANGULADOR FIJO

FIG.(5.4).- DIFERENCIAS ENTRE LOS DOS TIPOS DE ESTRANGULADORES.

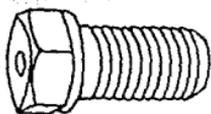
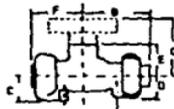
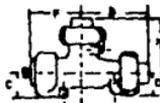
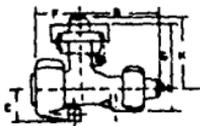


FIG. (53a). ORIFICO QUE PERMITE OPERAR CUANDO EL FLUIDO CONTIENE SÓLIDOS ABRASIVOS, DIÁMETROS DE 7 A 1/16 DE PUL.



FIG. (53b). ORIFICO QUE PUEDE OPERAR EN PRESENCIA DE SÓLIDOS ABRASIVOS PARA DIÁMETROS MAYORES A 1/16 DE PUL.

TABLA (5.7)



10000 Lbs CPW - 15000 Lbs CTP

DIÁMETRO NOMINAL	A	B	C	D	E	F	G	H	J	K	PESO ACHICABLE POR LA REDCA DE ENTRENADA (LBS.)
2"	10 1/2"	8 1/2"	6 1/2"	4 1/2"	3 1/2"	2 1/2"	1 1/2"	1 1/2"	10 1/2"	10 1/2"	127

5000 Lbs CPW - 10000 Lbs CTP - 15000 Lbs CTP - 20000 Lbs CTP

D.N.	A	B	C	D	E	F	G	H	J	K	PESO MÁXIMO SOPORTE POR (LBS.)			
											REDCA RECIBIDA	CONTE RECIB. LBS. BOLL.	CONTE RECIB. MDS. 2000 LBS.	CONFECTION MDS. 2000 LBS.
2"	10 1/2"	8 1/2"	6 1/2"	4 1/2"	3 1/2"	2 1/2"	1 1/2"	1 1/2"	10 1/2"	10 1/2"	57	70	60	83
2 1/2"	12 1/2"	10 1/2"	8 1/2"	6 1/2"	5 1/2"	4 1/2"	2 1/2"	2 1/2"	12 1/2"	12 1/2"	67	80	67	102
3"	15"	12 1/2"	10 1/2"	8 1/2"	7 1/2"	6 1/2"	3 1/2"	3 1/2"	15"	15"	80	115	113	137

Dentro de las recomendaciones que efectúa esta compañía se encuentra la de utilizar porta estranguladores del tipo UNIBOLT ya que con esto se reduce el grado de turbulencia del flujo .

V.2. - ESTRANGULADORES VARIABLES

Los estranguladores variables o ajustables son dispositivos de restricción al flujo que permiten cambiar el orificio de estrangulación muy fácilmente; es decir se puede modificar el área de estrangulación, sin retirarlo del porta estrangulador que lo contiene, ya que la mayoría de estos contienen en su interior un mecanismo parecido al carro de un revolver, figura (5.6) .

Dentro del mercado existen una gran variedad de estranguladores de este tipo, pero sobresalen por su uso los fabricados con agujas y asientos de acero al alto carbón o con recubrimientos de carburo de tungsteno. A diferencia de los del tipo fijo, estos presentan la ventaja de que pueden ser cambiados en muy poco tiempo y poder operarse a control remoto desde una central de monitoreo; pero, por otro lado presentan la desventaja de que los rangos de trabajo en cuanto a la presión son muy reducidos (menores a 3000 lb/pg^2); además de que, cuando el fluido transporta sólidos abrasivos se desgastan muy fácilmente .

ESTRANGULADORES AJUSTABLES OPERADOS MANUALMENTE

Este tipo de restricción, hasta hace poco, eran los más utilizados en la Industria Petrolera; la caída de presión provocada a través del estrangulador va a estar regulada por el gasto que se maneje a través del orificio. Como su nombre lo indica, para variar el diámetro del orificio es necesario operarlo manualmente, esto se realiza removiendo el asiento del estrangulador para colocar el que proporcione el área a estrangular deseada, en la

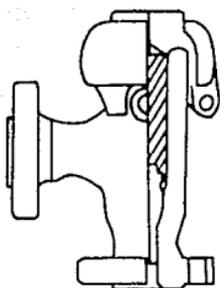


FIG. (5.5). - ESTRANGULADOR FIJO DEL TIPO CPW
UNITAPER CONSTRUIDO POR LA COMPA-
ÑIA THORNHILL CRUVER, 15000 L/D/IN²I



FIG. (5.6). - ESTRANGULADOR AJUSTABLE CON MECANIS-
MO DE REVOLVER.

figura (5.7) se muestra el estrangulador aludido. Es muy común en estos estranguladores el desgaste del área de estrangulación; es decir, a medida que el flujo contenga alta proporción de partículas sólidas abrasivas se reducirá la eficiencia del estrangulador .

ESTRANGULADORES SUPERFICIALES OPERADOS A CONTROL REMOTO

Recientemente han salido al mercado estranguladores que contienen en su interior un elemento de caucho y un cilindro de acero al alto carbón, como el mostrado en la figura (5.8), en el que para variar el área de estrangulación se aplica presión a la camisa por su exterior o por uno de sus extremos. La caída de presión que se genera a través del orificio no se ve afectada por algún tipo de turbulencia, debido a que la intensidad del choque entre el flujo y la entrada de la restricción se ve reducida a un mínimo a consecuencia del elemento de caucho.

Su vida útil es adecuada cuando éste opera a baja presión, pero se reduce arriba de 3000 (lb/pg²), aún cuando los rangos de su cuerpo sean para 10000 (lb/pg²); además, de que su uso no es práctico en flujos que contengan sólidos abrasivos ya que su desgaste es rápido. Dentro de las posibles ventajas que éste presenta son: que se requieren pocos minutos para cambiar el elemento de caucho y que puede ser operado a control remoto, por medio de una consola en la que además se registran, la presión en la T.P y la presión en la T.R .

Para solucionar el problema de la presión de operación en este tipo de estranguladores, desarrollos recientes incluyen dos estranguladores variables de alta presión (para operar a presiones de trabajo mayores a 10000 (lb/pg²)) con orificios de diámetro variable recubiertos con carburo de tungsteno; estos son :

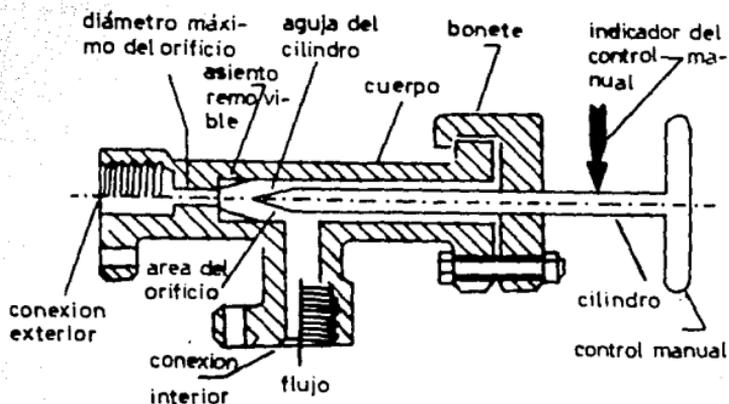


FIG.(5.7).- ESTRANGULADOR AJUSTABLE OPERADO MANUALMENTE

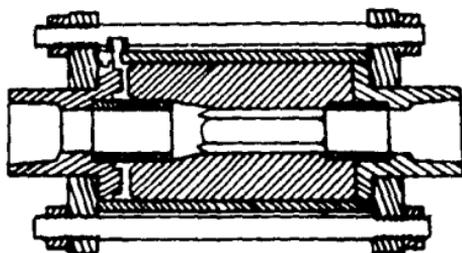


FIG.(5.8).- ESQUEMA QUE MUESTRA EL INTERIOR DE UN ESTRANGULADOR CON ELEMENTO DE CAUCHO Y CILINDRO DE ACERO AL ALTO CARBON OPERADO A CONTROL REMOTO.

1.- El primer estrangulador al que se hace referencia fué construido por la Compañía Swaco, figura (5.9). Por su construcción puede soportar grandes presiones de trabajo y a su vez tolerar cualquier fluido garantizándose que no sufrirá algún daño. Consiste esencialmente de dos discos de carburo de tungsteno cuyos orificios tienen forma de semi-círculos, estos colocados uno al lado del otro, la sección de estrangulación varía dependiendo de la posición que adopten los orificios, permitiendo un área de estrangulación que va desde cero hasta un valor máximo. El fabricante recomienda las siguientes especificaciones de trabajo :

- a).- Por el diseño del estrangulador, este permite el cierre inmediato del área de estrangulación .
- b).- Cuando se va a operar a control remoto se puede conectar tanto a un sistema hidráulico, como el mostrado en la (5.10), como a uno neumático .
- c).- Permite el control de la velocidad del flujo cuando esta es variable .
- d).-- Puede operarse manualmente .
- e).- Opera a presiones de trabajo mayores a 10000 lb/pg^2 .
- f).- Trabaja bajo condiciones aceptables aun y cuando el fluido contenga proporciones de Ácido sulfhídrico (H_2S).

2.- El otro estrangulador referido es un dispositivo que contiene un tapón de carburo de tungsteno de 3 pg. que se desliza, para controlar el flujo, dentro o fuera de una camisa, este tipo de estrangulador fué diseñado por la Compañía Cameron, en la figura (5.11) se presenta un esquema del interior de éste. Las características más importantes referidas a esta restricción son :

- a).- Cierra instantáneamente el área de estrangulación aun y cuando el fluido sea muy viscoso .

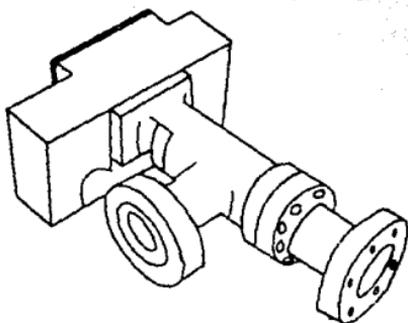


FIG. (9.9) - ESTRAMULADOR SUPERFICIAL OPERADO A CONTROL REMOTO CONSTRUIDO POR LA COMPANIA SIMCO.

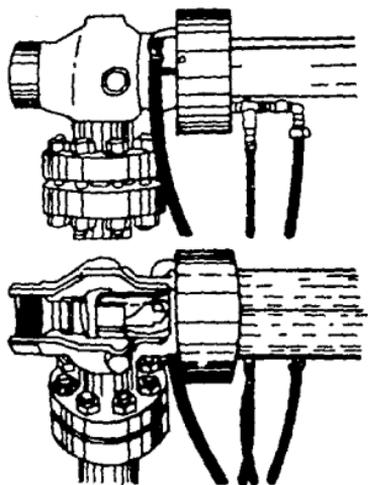


FIG. (9.10) - ESTRAMULADOR SUPERFICIAL OPERADO A CONTROL REMOTO MEDIANTE UN SISTEMA HIDRAULICO

- b).- Puede operarse manualmente o a control remoto desde una central de operación .
- c).- El panel utilizado para el control de estos estranguladores puede aceptar el monitoreo de dos restricciones por separado; es decir, se pueden operar los estranguladores de dos pozos desde un mismo punto, figura (5.12) .
- d).- Controla la velocidad del flujo cuando ésta es variable .
- e).- Permite presiones de trabajo entre 5000 y 20000 (lb/pg²) .
- f).- El asiento del estrangulador está recubierto de carburo de tungsteno; por lo que, opera eficientemente en presencia de sustancias corrosivas (H₂S) .
- g).- Si se requiere, el estrangulador puede ser calibrado de tal forma que al revasar una presión de trabajo de 10000 (lb/pg²) abra automáticamente .

V.3.- VALVULA CON ORIFICIOS MULTIPLES

La válvula con orificios múltiples es una variante a los estranguladores del tipo variable, consiste esencialmente de un disco cerámico que contiene uno o más orificios superpuestos entre sí y cuyo principio de operación es bastante sencillo, puesto que el simple desplazamiento de los orificios del elemento principal equivale a un nuevo diámetro de la sección de restricción al flujo. El área de estrangulación se controla mediante un mecanismo que hace girar en el sentido de las manecillas del reloj, el disco cerámico; el cual puede ser operado manual o automáticamente y cuyo ajuste se hace relativamente fácil ya que en el cuerpo de la válvula se tiene una escala en grados (0 - 180°), que dependiendo de la posición indicará la apertura del estrangulador .

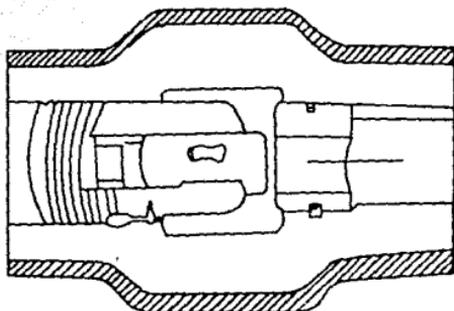


FIG. 15 111 - ESQUEMA QUE REPRESENTA EL INTERIOR DE UN ESTRANGULADOR CAMERON OPERADO A CONTROL REMOTO (CON TAPÓN DE CAMBIO DE TIPOSTENSO)

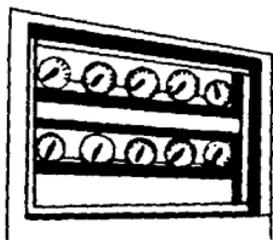


FIG. 15 121 - PANEL UTILIZADO PARA EL CONTROL DE ESTRANGULADORES DESDE UNA CENTRAL DE OPERACION

La Compañía Willis Oil Tool fabrica válvulas con orificios múltiples en diversos tipos; los cuales se diferencian entre sí por los materiales utilizados para su construcción y en el diámetro máximo que estas pueden estrangular; así como también por el tipo de conexión que permiten (con extremos roscados o con bridas) y la presión de trabajo que acepten. En las figuras (5.13) y (5.14) se presentan dos válvulas de este tipo, la primera corresponde a una presión de 5000 (lb/pg²) y un diámetro de estrangulación máximo de 2.5 pg; mientras que la otra es una válvula de alta presión que tolera 10000 (lb/pg²) para la presión de trabajo y cuyo máximo diámetro de apertura del orificio es de 2 pulgadas .

V.4.- ESTRANGULADORES DE FONDO

Los estranguladores de fondo no son más que válvulas de control directo del flujo, que se instalan en la tubería de producción por cuestiones de seguridad del pozo; generalmente se dividen en dos grandes categorías: las operadas por una presión diferencial y las que operan a una presión de calibración determinada .

En la figura (5.15) se muestra el esquema de un estrangulador de fondo operado por una diferencial de presión provocada por el paso del fluido a través del orificio del estrangulador; la cual actúa sobre el área definida por el diámetro interno del asiento y el diámetro externo de la restricción. Al existir un incremento en el gasto de flujo se incrementa a su vez la caída de presión a través del estrangulador, con lo que se origina una fuerza arriba del asiento de la válvula causando una mayor carga sobre el vástago del estrangulador. Cuando el gasto de flujo se incrementa lo suficiente como para causar una compresión del vástago, el asiento de la válvula se mueve hacia arriba provocando el cierre repentino de la restricción, con lo que se interrumpe el flujo del pozo .

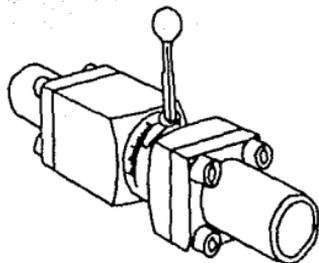


FIG. (5.13). VALVULA CON ORIFICIOS MULTIPLES WILLIS TIPO M18 PARA UNA PRESION DE TRABAJO DE 5000 (lb/po²).

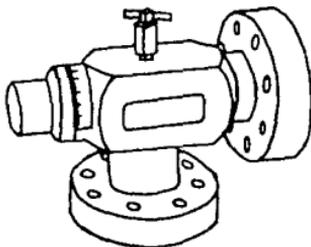


FIG. (5.14). VALVULA CON ORIFICIOS MULTIPLES WILLIS N2 PARA UNA PRESION DE TRABAJO DE 10000 (lb/po²).

Por otro lado, los estranguladores de fondo que operan debido a una presión de calibración determinada, figura (5.16), actúan a consecuencia de una reducción de presión en la tubería de producción que aloja a la válvula, esta normalmente debida a un incremento en el gasto de flujo. La válvula se calibra a una presión que generalmente es menor a la presión que se tiene en el punto de colocación del estrangulador de fondo dentro de la T.P., bajo estas condiciones la válvula se encuentra abierta. Cuando el pozo está fluyendo, la válvula permanecerá abierta siempre y cuando existan condiciones normales de flujo. Al cambiar las condiciones superficiales; es decir, cuando estas presentan una reducción, se provoca que en el punto de alojamiento del estrangulador de fondo se tenga una presión menor a la presión de calibración de la válvula; bajo tales consideraciones se tendrá la posición de cierre, con lo que se evita el flujo de los hidrocarburos hacia la superficie. Este tipo de válvulas comunmente son usadas cuando se requiere mantener la caída de presión a través de ellas en un valor mínimo, por lo que para su operación no se requiere de la presencia de un orificio en el interior del estrangulador .

Con base a lo antes expuesto, el anclaje de estos dispositivos será diferente uno del otro; es decir, los que por su diseño operan bajo una diferencial de presión deberán alojarse en un elemento denominado "niple de asiento", que va conectado en el fondo de la T.P. y poder ser introducidos y/o recuperados junto con la tubería, o bien manejados con línea de acero operada desde la superficie. Mientras que, los que operan calibrados a una presión determinada se aseguran en la T.P. por medio de un mecanismo de anclaje que actua en un cuple de la tubería y que es accionado con línea de acero .

Existen en el mercado gran variedad de estranguladores de fondo, las principales Compañías que los fabrican son: Otis, Hilliburton, Baker, etc., en la figura (5.17) se

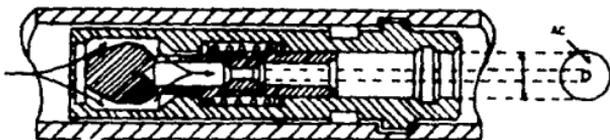


FIG. 18.10. ESQUEMA DE UN ESTRANJADOR DE FONDO QUE OPERA CALIBRADO A UNA PRESION DETERMINADA.

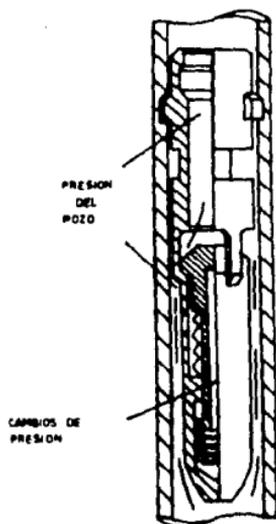


FIG. 18.11. ESQUEMA DE UN ESTRANJADOR DE FONDO QUE OPERA POR LA ACCION DE UNA DIFERENCIAL DE PRESION.

presentan dos tipos de estranguladores que operan debido a una diferencial de presión, construidos por la Compañía Otis; el tipo A es un estrangulador recomendado para usarse en pozos en los que el aceite es pesado; mientras que el tipo B es un estrangulador de fondo más sofisticado ya que puede soportar sustancias corrosivas a través de él, dado que contiene un recubrimiento de acero inoxidable; además, si se requiere puede llevar incrustaciones de carburo de tungsteno con el fin de soportar la posible presencia de partículas sólidas abrasivas.

Por su parte, en la figura (5.18) se presentan también dos tipos de estranguladores de fondo que operan calibrados a una determinada presión, denominados por la Compañía Otis como estranguladores de obturación tipo C y tipo D; éstos pueden ser instalados en pozos en los que no se tienen colocados "niples de asiento", ya que pueden ser alojados en mandriles de cierre Otis tipo W y tipo D respectivamente .



TIPO A



TIPO B

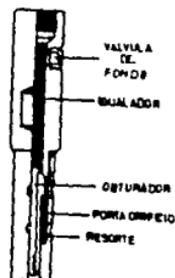
FIG. 15.171. _ ESTRANGADORES DE FONDO OTIS OPERADOS POR UNA DIFERENCIAL DE PRESION



TIPO D1



TIPO C



TIPO D

FIG. 15.181. _ ESTRANGADORES DE FONDO OTIS QUE OPERAN A UNA PRESION DETERMINADA

CONCLUSIONES

Desde mi punto de vista muy particular, el haber efectuado este trabajo de investigación en primer lugar contribuyó en gran medida a mi formación profesional; creando en mi conciencia de lo basta que es la Industria Petrolera y de la importancia que se le debe dar a cada uno de los elementos que permiten su desarrollo; es decir, debemos de estar concientes de que ésta requiere la adquisición de compromisos al estar efectuando ingeniería en cada una de las áreas que la conforman .

De ahí, que la colocación de un estrangulador superficial en un determinado pozo deberá reunir una serie de características que permitan dentro de un contexto global el buen funcionamiento del sistema de producción del mismo. Los procedimientos propuestos para llevar a cabo este propósito, consisten en proporcionar la, o en su caso, las correlaciones que más se ajusten a las condiciones reales del problema a resolver .

Debido a lo cual, y por la forma en que fueron tratados los temas de este trabajo es importante señalar que la eficiencia de dichos procedimientos dependerán en gran medida del análisis que se efectúe a cada una de las investigaciones que tratan sobre este tema, cuidando que los conceptos vertidos en ellas sean los verdaderamente utilizados por cada autor .

La validación de cada una de las correlaciones presentadas se ha realizado en trabajos anteriores; pero, es conveniente mencionar que para realizar una buena simulación con éstas es necesario contar con la información adecuada y confiable para así tomar la decisión sobre las ecuaciones que más convengan a las condiciones reales de operación .

Con respecto a lo anterior, en forma fundamental deberán de cuidarse los datos correspondientes a las propiedades de los fluidos ya que de ellos depende en gran medida la confiabilidad de cada una de las correlaciones existentes al respecto .

Por su parte, en esta tesis se presentan trabajos recientes los cuales muestran la particularidad de que utilizan los mismos conceptos presentes en las correlaciones más comunmente conocidas; pero, la utilización de éstas debe tomarse con un porcentaje de incertidumbre ya que nunca se han validado con datos reales de campo. En ésta además, se hace el estudio de las correlaciones que adoptan la teoría del flujo subcrítico a través de estranguladores, con la única finalidad de que sirvan para efectuar simulaciones en las que por las condiciones de flujo (altos volúmenes de producción del pozo) es necesario encontrar características geométricas de mayores dimensiones a los normalmente utilizados .

NOMENCLATURA

SIMBOLO	CANTIDAD
A	Área de la sección transversal, (pie ²)
A _d	Área superficial de las gotas, (pie ²)
A _o	Área del disco cerámico, (pg ²)
A _p	Área de la tubería, (pg ²)
B _o	factor de volumen del aceite, (blo+gd cy/blo cs)
B _v	factor de volumen del agua, (blv+gd cy/blo cs)
b	constante de expansión politrópica, (adim.)
C	coeficiente de correlación, (adim.)
C _d	coeficiente de descarga, (adim.)
C _p	capacidad calorífica a presión constante, (BTU/lb-°F)
C _v	capacidad calorífica a volumen constante, (BTU/lb-°F)
C _{vt}	coeficiente por diámetro de orificio del disco cerámico cuando existe flujo de líquido, (adim.)
C _{vg}	coeficiente por diámetro de orificio del disco cerámico cuando existe flujo de gas, (adim.)
C _{vltg}	coeficiente por diámetro de orificio del disco cerámico cuando existe flujo de dos fases, (adim.)
d _o	diámetro del estrangulador, (pg)
E _g	energía cedida por el gas, (lb _f -pie/lb _m)
E _l	energía absorbida por el líquido, (lb _f -pie/lb _m)
E _s	pérdidas por resbalamiento, (lb _f -pie/lb _m)
F	fuerza de fricción
F _c	factor de corrección por tratarse de flujo bifásico, (adim.)
G	flujo másico de vapor, (lb _m /pie ² -seg)
G _c	flujo másico crítico de vapor (lb _m /pie ² -seg)
g _c	constante de gravitación universal, (32.174 lb _m -pie/seg ² -lb _f)

SIMBOLO

CANTIDAD

Q	energía en forma de calor, (BTU/lb _m)
Q _d	número de producción, (adim.)
r	radio del orificio del disco cerámico, (pg)
r	relación gas libre-liquido, (pie ³ /pie ³)
R	constante universal de los gases, (10.73 lb/pg ² -pie ³ /°R-mole lb)
R	Relación gas-aceite, (pie ³ g c.s./pie ³ c.s.)
R _p	relación gas-liquido, (pie ³ /bl)
R _s	relación gas disuelto-aceite, (pie ³ /bl)
R(p,T)	relación gas libre-liquido a cualquier p y T, (pie ³ /pie ³) a p y T
s	diámetro del estrangulador, (64 avo. pg)
s	entropía, (BTU/lb _m - °F)
s _f	entropía del liquido saturado, (BTU/lb _m - °F)
s _g	entropía del vapor saturado, (BTU/lb _m - °F)
t	tiempo, (seg)
T	temperatura, (°R)
T _n	temperatura del flujo de gas, (°R)
T _{sc}	temperatura a condiciones estandar, (520°R)
u	energía interna, (BTU/lb _m)
u _l	energía interna de la fase líquida, (BTU/lb _m)
u _g	energía interna de la fase gaseosa, (BTU/lb _m)
v	velocidad, (pie/seg)
v _o	velocidad a través del disco cerámico, (pie/seg)
v _s	velocidad de propagación del sonido en el fluido, (pie/seg)
V	volumen, (pie ³)
V̄	volumen específico, (pie ³ /lb _m)
w	pérdidas por energía irreversible, (BTU/lb _m)
w _g	gasto másico de gas, (lb _m /seg)
W	trabajo realizado por el sistema, (BTU/lb _m)

SIMBOLO

CANTIDAD

h	altura sobre el nivel de referencia, (pie)
H	entalpia, (BTU/lb _m)
h_f	entalpia del liquido saturado, (BTU/lb _m)
h_g	entalpia del vapor saturado, (BTU/lb _m)
J	constante de correlación, (778.161pie-lb _f /BTU)
k	relación de calores especificos, (adim.)
L	distancia que existe entre el centro del disco cerámico a la circunferencia de la restricción, (pg)
L_o	longitud del orificio del estrangulador, (pg)
M	número Mach, (adim.)
M	masa molecular, (lb _m /mole-lb)
m	masa, (lb _m)
n	constante de expansión politrópica, (adim.)
N_d	número del diámetro del estrangulador, (adim.)
N_l	número de la viscosidad del liquido, (adim.)
N_{qL}	numero del gasto de liquido, (adim.)
N_{p_s}	número de la presión corriente arriba, (adim.)
N_{vL}	número de la velocidad del liquido, (adim.)
N_{v_g}	número de la velocidad del gas, (adim.)
N_ρ	número de la relación de densidades, (adim.)
p	presión, (lb/pg ²)
p_c	presión a la salida del estrangulador, (lb/pg ²)
p_n	presión del flujo del gas, (lb/pg ²)
p_{th}	presión en la cabeza del pozo, (lb/pg ²)
p_{ac}	presión a condiciones estandar, (lb/pg ²)
q	gasto, (bl/dia)
q	gasto adimensional, (adim.)
q_r	cantidad de calor absorbido, (BTU/lb _m)
q_{gm}	masa de gas que fluye a través del estrangulador, (pie ³ /seg)
q_{tf}	gasto total del fluido, (pie ³ /seg)

SIMBOLO

CANTIDAD

W_c	gasto másico crítico, (lb _m /hr)
WOR	relación agua-aceite, (blv/blö)
x_v	calidad del vapor, (frac.)
X	relación de presiones, (adim.)
X_c	relación crítica de presiones, (adim.)
Y	masa de la concentración de gas en la mezcla, (lb _m)
Z	factor de compresibilidad del gas, (adim.)
α	calidad de la dispersión, (fracción)
β	ángulo de choque, (grados)
Δp	caída de presión a través del estrangulador, (lb/pö ²)
γ_g	densidad relativa del gas
γ_o	densidad relativa del aceite
γ_w	densidad relativa del agua
λ_l	colgamiento sin resbalamiento de la fase líquida
λ_g	colgamiento sin resbalamiento de la fase gaseosa
ρ	coeficiente del gasto másico crítico, (adim)
ϕ	función
ϕ_m	gasto másico total, (lb _m /seg)
δ	relación de áreas, (adim.)
Π	producto adimensional, (adim.)
μ_l	viscosidad del líquido, (cp)
τ	tensión superficial, (dinas/cm)
ρ	densidad, (lb _m /pie ³)
ρ_l	densidad del líquido, (lb _m /pie ³)
ρ_g	densidad del gas, (lb _m /pie ³)
ρ_m	densidad de la masa total, (masa total/bl)
ρ_w	densidad del agua, (lb _m /pie ³)
w	concentración del gas en la mezcla, (frac.)

SUBINDICES

SIMBOLO	SIGNIFICADO
c.s	condiciones estandar
f	fluido
g	gas
l	liquido o fase liquida
m	masa
m	mezcla
o	aceite
w	agua
1	condiciones corriente arriba del estrangulador
2	condiciones corriente abajo del estrangulador

REFERENCIAS

- (1) John, J.A. and Heberman, W.
Introduction to Fluid Mechanics
Prentice Hall, Englewood California (1971) .
- (2) Ros, N. C.
An Analysis of Critical Simultaneous Gas/Liquid Flow
a Restriction and its Application to Flowmetering
Applied Scientific Research, Section A, Vol 9 (1960) .
- (3) Tangren, R. F. , Dodge, C. H. and Seifert, H. S.
Journal Applied Physics, Vol 20 (1949) 637 .
- (4) Szilas, A. P.
Production and Transport of Oil and Gas Developments
in Petroleum Science, Part 3
Petroleum Engineering Department, Miskolc Technical
University of Heavy Industries (Hungary) .
- (5) Cook, H.L. and Dotterweich
Report on the Calibration of Positive Flow Beans
Department of Engineering, Texas College of Arts
and Industries. (1946) .
- (6) Wallis, G. B.
One Dimensional Two-Phase Flow
Mc.Graw-Hill Book Co., Inc.
New York (1969) .
- (7) Ashford, F. E.
An Evaluation of Critical Multiphase Flow Performance
Through Wellhead Chokes
Journal of Petroleum Technology (Agosto 1974) .

REFERENCIAS

- (8) Gilbert, W. E.
Flowing and Gas Lift Well Performance
Drill and Production Practice (1954) .
- (9) Poettman, F. H. and Beck, R. L.
New Charts Development to Predict Gas-Liquid Flow
Through Chokes
World Oil (March. 1963)
- (10) Borden, C Jr. and Rzasa, M. J.
Correlation of Botton Hole Sample Data
Transaction AIME, 189-345, (1950) .
- (11) Omaña, R., Housiere, C., Brown, K.E., Brill, J.P. y
Thomson, R. E.
Multiphase Flow Through Chokes
SPE 2482, SPE-AIME 44 Fall Meeting, (1969) .
- (12) Chien, S. F.
Critical Flow of Wet Steam Through Chokes
SPE 17575, International Meeting on Petroleum
Engineering Tianjin People's, Republic of China
(Nov. 1-4 of 1968) .
- (13) Emswiler, J. E.
Mc.Graw-Hill Book Co., Inc.
New York (1937) pgs. 227-306 .
- (14) Rubel, M. T.
Laboratory Validation of Critical Flow Choke Rate
Equations for Wet Steam of Field Operating Conditions
SPE 19699, 64th Annual Technical Conference and
Exhibition of the SPE
San Antonio, Texas, (Oct. 8-11 of 1989) .

REFERENCIAS

- (15) Bailey, K. T.
The Flow of Liquids Through Thornhill-Craver Company
Positive Choke Beans
Thornhill-Craver Company, Internal Document
Nov. 17, (1972) .
- (16) Hawkins, G. A.
Thermal Properties of Substances and Thermodynamics
Marks Standard Handbook for Mech. Engr.
Eighth Edition (1978) .
- (17) Chacón, H. F.
Area Reforma, Correlación Múltiple de Flujo Bifásico
a través de Estranguladores
XIII Congreso Nacional de la AIPM, Acapulco, México
(1974) .
- (18) Castro, F. R., León, V. L. y Rodríguez, N. R.
Apuntes de Mecánica de Fluidos
Facultad de Ingeniería, UNAM .
- (19) Ashford, F. E. and Pierce, P. E.
The Determination of Multiphase Pressure Drops and
Flow Capacities in Down-Hole Safety Valves
SPE 5161, SPE-AIME, 49th Annual Fall Meeting
(1974) .
- (20) Fortunati, F.
Two Phase Flow Through Wellhead Chokes
SPE 3742, SPE-AIME, European Spring Meeting
Amsterdam, Holanda (1972) .

REFERENCIAS

- (21) Guzov, A. J. y Medviediev, V. F.
Critical Flow of Two-phase Fluid Through
Wellhead Chokes
Neftegornoe Khoziazstvo, Moska No. 11, (1962) .
- (22) Surbey, D. W., Kelkal, B. J. y Brill, J. P.
Study of Subcritical Flow Through Multiple-Orifice
Valves
SPE Production Engineering (Feb-1988) .
- (23) Willis Oil Tool Company
2451 Palm Drive, P.O. Box 7367
Long Beach, California, E.E.U.U.