

29.20



**UNIVERSIDAD NACIONAL
AUTONOMA DE MEXICO**

**FACULTAD
DE
INGENIERIA**

**ANALISIS DE LAS CAUSAS DE
FALLA DE LAS TUBERIAS DE
REVESTIMIENTO.**

T E S I S

Que para obtener el Título de:
INGENIERO PETROLERO

presenta

RAUL MARTINEZ GONZALEZ



México, D. F.

1987



Universidad Nacional
Autónoma de México



UNAM – Dirección General de Bibliotecas Tesis Digitales Restricciones de uso

DERECHOS RESERVADOS © PROHIBIDA SU REPRODUCCIÓN TOTAL O PARCIAL

Todo el material contenido en esta tesis 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.

INDICE.

	Página
RESUMEN.....	1
INTRODUCCION.....	2
CAPITULO I. DISEÑO DE TUBERÍAS DE REVESTIMIENTO.	
I.1 Generalidades.....	4
I.2 Especificaciones de las tuberías de revestimiento....	5
I.3 Analisis de esfuerzos.....	11
I.4 Factores de diseño.....	28
I.5 Procedimientos de diseño.....	30
I.6 Ejemplo.....	53
I.7 Nomenclatura.....	78
CAPITULO II. FALLAS POR COLAPSO.	
II.1 Generalidades.....	84
II.2 Tipos de colapso.....	87
II.3 Colapso en formaciones plásticas.....	89
II.4 Consideraciones para evitar el colapso.....	93
II.5 Ejemplo.....	99
II.6 Nomenclatura.....	103
CAPITULO III. DESGASTE DE LA TUBERÍA DE REVESTIMIENTO.	
III.1 Generalidades.....	105
III.2 Factores que intervienen en el desgaste.....	108
III.3 Datos experimentales.....	133

I N D I C E .

	Página
III.4 Medición del desgaste.....	123
III.5 Conclusiones.....	139
III.6 Nomenclatura.....	141
CAPITULO IV. EFECTOS DE LA CORROSION.	
IV.1 Generalidades.....	143
IV.2 Agentes de la corrosión.....	145
IV.3 Factores que afectan la corrosión.....	148
IV.4 Mecanismo de corrosión.....	152
IV.5 Corrosión en T.R. y medios para evitarla.....	156
IV.6 Conclusiones.....	160
CAPITULO V.	
CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES.....	161
Referencias.....	164
Bibliografía.....	169

RESUMEN

El análisis de las causas por las cuales fallan las sarta de tuberías de revestimiento, es primordial para el diseño de las mismas. En el desarrollo de este trabajo se presentan los principios de diseño de una sarta de revestimiento, tomando en cuenta las cargas en el pozo.

Principalmente se analizan las causas de fallas de las tuberías ocasionadas por: desgaste, colapso, torsión y efectos corrosivos.

Del estudio se derivan recomendaciones que se incluyen en el trabajo. El análisis que se desarrolló es en base a la bibliografía que se indica al final.

INTRODUCCION.

La mayoría de los principios involucrados en el diseño de sartas de revestimiento fueron desarrollados por Coberly en 1929, pero no fueron aplicados adecuadamente debido a la falta de información sobre los esfuerzos a que está sometida una tubería de revestimiento; fue hasta 1941, después - de muchas investigaciones que el Instituto Americano del Petróleo (API) - publicó sobre los esfuerzos de tensión, colapso y presión interna, cuando tomaron su verdadera importancia estos conceptos.

La tubería de revestimiento en los pozos es uno de los elementos más importantes, no sólo debido al aspecto económico, sino también en cuanto a sus funciones, entre otras están las siguientes:

- * Servir de base para conectar el equipo en la cabeza del pozo (árbol - de válvulas y preventores).
- * Evitar derrumbes de las paredes del pozo.
- * Proporcionar al agujero un diámetro conocido para facilitar la corri- de de pruebas y equipo de terminación.
- * Eliminar la contaminación de agua dulce en arenas someras.
- * Confinar la producción del intervalo productor.
- * Impedir la contaminación proveniente de zonas problema.

Las tuberías de revestimiento una vez que se introducen a los pozos se -- someten a esfuerzos, corriéndose el riesgo de deformarse y provocar pro-- blemas indeseables, ya sea durante la perforación o vida productora del -- pozo.

Por lo que es evidente que las tuberías deben diseñarse adecuadamente an-- tes de su empleo.

En este trabajo se analizan los esfuerzos principales a que se encuentra sometida una tubería de revestimiento, y las causas más frecuentes por -- las que pueden fallar, en cualquier etapa del pozo. Actualmente existen -- diferentes métodos para llevar a cabo el diseño de tuberías de revesti-- miento, estos solo difieren en cuanto al proceso de cálculo ya que en -- esencia aplican el mismo principio, salvo el procedimiento de diseño por "carga máxima".

I. DISEÑO DE TUBERIAS DE REVESTIMIENTO.

I.1. GENERALIDADES.

El diseño de sartas de tuberías de revestimiento es uno de los aspectos más importantes a considerar al proyectar la perforación del pozo. La tubería de revestimiento es usada como protección durante la perforación y producción, por tal motivo debe ser diseñada para condiciones de operación severas. En los pozos petroleros, dependiendo de la profundidad a que se perforan y características de las formaciones que se atraviesen, se utilizan una o más tuberías de revestimiento. En pozos someros de 3000.00 m o de profundidades menores, usualmente se utiliza una tubería superficial y una de explotación; en pozos profundos además se utilizan una o dos intermedias, la de explotación en estos casos es una tubería corta.

El problema del Ingeniero Petrolero responsable del diseño de sartas de revestimiento es el seleccionar para un diámetro de tubería dado, la combinación de pesos, grados y tipos de juntas con los que se obtengan los menores costos y la mayor seguridad. En el desarrollo de este capítulo se abordará este problema.

1.2. ESPECIFICACIONES DE LA TUBERIA DE REVESTIMIENTO.

Un diseño apropiado de sarta de tuberías de revestimiento normalmente proporciona un número determinado de secciones de tubería, con especificaciones diferentes. Es muy importante que estas secciones se corran en el pozo en el orden adecuado, de lo contrario es de esperarse alguna falla; -- por ejemplo, si alguna junta es mal colocada, esta sarta puede fallar por tensión (desprenderse).

Las tuberías de revestimiento son identificadas de acuerdo con cinco propiedades:¹

1. Diámetro exterior (de 4.5 a 20.0 pg.)
2. Espesor de pared (de 0.205 a 0.595 pg.)
3. Grado de material
4. Tipo de junta
5. Rango de longitud (de 16.0 a 42.0 pie)

El diámetro exterior y el espesor de pared determinan una propiedad más - que es el peso unitario (de 9.5 a 106.5 lb/pie).

Las tuberías de revestimiento se encuentran sujetas a tres esfuerzos - - principales:

1. Presión externa (presión de colapso)
2. Presión interna
3. Carga longitudinal (tensión).

1. Ref. al final

El problema de diseño de sartas de tuberías de revestimiento consiste en seleccionar las tuberías del grado más económico y el peso que puedan soportar sin falla a las fuerzas a las cuales estarán sujetas.

Los grados de acero de la tubería son identificados con letras y números, los cuales indican características del acero de la tubería. En cada grado API, el número designa el esfuerzo de cedencia. Así por ejemplo la -- P-110, puede soportar un esfuerzo de 110000 lb/pg², con una elongación menor al 0.5%.

Aparte de los grados API, existen otros grados de acero que son usados en la industria; el uso de tuberías de grados especiales es para condiciones específicas, tales como:

- * Alto esfuerzo de tensión
- * Alto esfuerzo de colapso
- * Resistencia del acero al sulfhídrico, etc.

Este tipo de tuberías son manufacturadas por diversas compañías, y las especificaciones de éstas deben satisfacer las normas API.

También parámetros como el diámetro de trabajo, espesor de pared, rango de longitud y tolerancia del peso, son consistentes con las especificaciones API.

Los grados de tuberías de revestimiento más usadas en nuestra industria petrolera son:

GRADO	ESFUERZO DE CEDENCIA (lb/pg ²)
V-150	150,000
P-110	110,000
N-80	80,000
C-95	95,000
C-75	75,000
J-55	55,000
H-40	40,000
T-125	125,000
T-140	140,000
T-150	150,000
TAC-95	95,000
TAC-110	110,000
TAC-140	140,000
TRC-80	80,000
TRC-85	85,000
TRC-90	90,000
TRC-95	95,000

El API estableció tres rangos de longitud de tuberías de revestimiento, estos se indican enseguida:

RANGO	LONGITUD (pie)	LONGITUD MAXIMA (pie)	MAXIMA VARIACION DE LONGITUD (pie)
1	16-25	25	6
2	25-34	34	5
3	> 34	42	6

Los coples son piezas cortas usadas para conectar tuberías de revestimiento, son clasificados de la misma manera que la tubería de revestimiento y las propiedades físicas del cople deben ser igual a las secciones de tubería con rosca. Su resistencia a los esfuerzos pueden ser mayores o por lo menos iguales que los del cuerpo de la tubería.

Las tuberías son fabricadas generalmente con roscas en ambos extremos y posteriormente se conecta a la junta o cople, con excepción de la tubería denominada de extremos planos (extreme line), cuyas roscas son maquinadas en el cuerpo del tubo (figura 1.1)

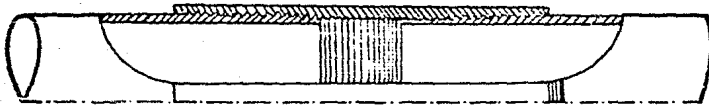
Los coples pueden ser cortos o largos de acuerdo con la longitud de la rosca de la tubería de revestimiento, con la cual serán usados.

Los siguientes tipos de roscas y coples son los manejados en nuestro medio:

1. Cople corto rosca redonda.
2. Cople largo rosca redonda.
3. Cople normal rosca buttress.
4. Hydrill SEU
5. Hydrill TS
6. Hydrill SFJP
7. Vam rosca redonda
8. Vam rosca buttress.

La selección del cople y rosca depende de la resistencia a la tensión requerida en el punto de unión.

ROSCA REDONDA



ROSCA BUTTRESS



EXTREMOS PLANOS



FIGURA 1.1
TIPOS DE ROSCAS

Una característica más de las tuberías de revestimiento es el peso unitario, que es el peso de la tubería por unidad de longitud.

El peso nominal no es exacto, está basado en un peso teórico calculado para unos 20 pies de longitud de tubería de revestimiento. El peso nominal es por lo tanto usado para propósitos de identificación.

I.3 ANALISIS DE ESFUERZOS.

Como ya se indicó los principales esfuerzos a que están sometidas las tuberías de revestimiento son:

- Presión externa (colapso)
- Presión interna
- Carga longitudinal (tensión)

Para cada caso tenemos:

- Presión externa.

La capacidad de la tubería de revestimiento para soportar presión externa sin experimentar falla alguna es llamada resistencia al colapso.

La resistencia al colapso depende de:

- a. Las características del acero.
- b. La tensión o compresión axial a que está sujeta la tubería.
- c. La relación existente entre el diámetro de la tubería y su espesor.

La condición más severa, usada comúnmente para efectos de diseño, se presenta en la figura I.2. Esto corresponde a un pozo "vacío," presión cero - en la cabeza de la tubería de revestimiento y una columna de lodo en el espacio anular.

Cualquier presión en el interior de la tubería, que se mantenga durante la vida del pozo, reducirá la presión de colapso en una cantidad equiva--

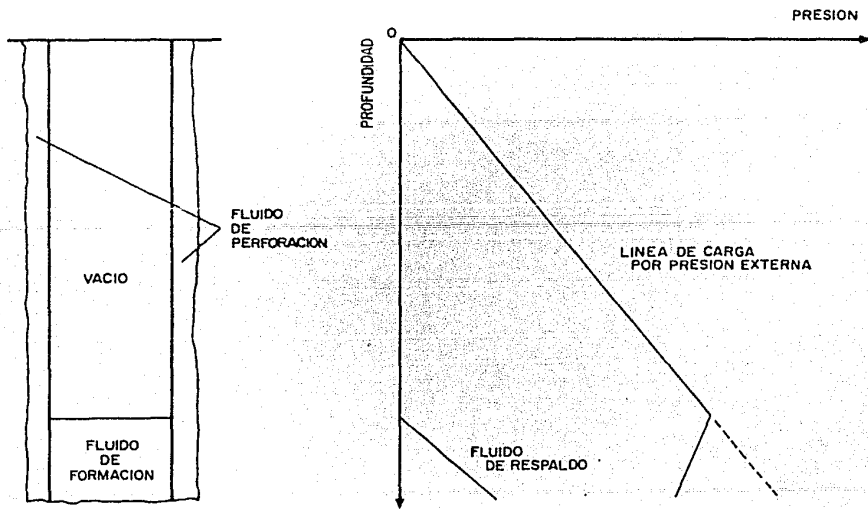


FIGURA I. 2
CONDICION SEVERA DE DISEÑO A LA PRESION DE COLAPSO

lente a la diferencia entre la presión que ejerce el lodo en el espacio anular y la presión del interior de la tubería. En función del esfuerzo aplicado, la tubería puede sufrir diferentes tipos de deformación:

- * Deformación elástica. Se trata de una deformación reversible (recobra su forma original).
- * Deformación plástica. En este caso es irreversible, no recobra su forma inicial.

Las ecuaciones para determinar la resistencia a la falla elástica o plástica al colapso, sin considerar la tensión o compresión axial, son las siguientes¹:

Para una falla elástica:

$$R_c = \frac{46.95 \cdot 10^6}{(d/t) \cdot [(d/t) - 1]^2} \text{ ----- I.1}$$

Para una falla plástica:

Si $(d/t) < 14$:

$$R_c = 1.50 \cdot Y_a \left[\frac{(d/t) - 1}{(d/t)^2} \right] \text{ ----- I.2}$$

Si $(d/t) > 14$:

$$R_c = Y_a \left[\frac{1.877}{d/t} - 0.0345 \right] \text{ ----- I.3}$$

- Presión interna.

Durante la entrada de fluido de la formación a la tubería de revesti--

miento, así como en operaciones tales como cementaciones forzadas y fracturamientos, la tubería de revestimiento está sujeta a presiones internas altas, es por ello que se hace necesario tomar en cuenta este factor al llevar a cabo el diseño de sartas de tuberías de revestimiento.

El exceso de presión interna puede ocasionar ruptura y por ello, en ese momento, se le denomina presión de ruptura. Convencionalmente la presión de ruptura para tuberías de acero es calculada a partir de la fórmula de Barlow⁴:

$$P_b = \frac{2 \text{ St}}{d} \text{ ----- 1.4}$$

La falla tiende a ocurrir cuando se aplica un esfuerzo que excede el esfuerzo de cedencia, resultando una deformación permanente en la tubería. Este tipo de falla sucede con un esfuerzo considerablemente inferior al que provoca la ruptura. Es por ello propicio substituir el esfuerzo de tensión del acero por el mínimo esfuerzo de cedencia (Y_m) en la fórmula de Barlow y considerar el mínimo espesor de pared permisible (0.875 t), tomando en cuenta esto la fórmula de Barlow quedaría:

$$R_i = \frac{(0.875) (2 Y_m t)}{d}$$

$$R_i = \frac{1.75 Y_m t}{d} \text{ ----- 1.5}$$

Al establecer los parámetros de diseño, las cargas de presión interna deben ser consideradas en primer término. Al efectuar el diseño se debe --

considerar la máxima presión interna dentro del pozo, que será igual o mayor a la generada por el fluido de perforación usado para perforar la zona productora. Esta presión se manifestará en la superficie si el pozo es productor de gas. La fórmula para obtener esta presión⁵ es:

$$P_s = \frac{0.052 * L_e * P_e}{e^{34 * 10^{-6} * G * L_e}} \text{ ----- I.6}$$

Algunas veces el diseño se basa en las presiones que se registran en la cabeza del pozo, encontrándose éste cerrado, en campos de desarrollo. Normalmente, la tubería de revestimiento requerida para resistir la tensión y el colapso es lo suficientemente fuerte para soportar las cargas de presión interna normales.

- Carga Longitudinal (tensión).

En cierto punto de la sarta de tuberías de revestimiento, el colapso deja de ser el factor importante de control en el diseño y la tensión toma ese lugar. El efecto de la tensión axial presenta dos aspectos, primero tiende a causar falla en la tubería de revestimiento por efecto de deformación longitudinal y segundo reducir la resistencia al colapso de la tubería de revestimiento.

Existen diferentes cargas de tensión que actúan sobre la tubería de revestimiento¹.

1. El peso propio de la tubería desde la conexión superficial, a este se debe restar el efecto de flotación del líquido en el cual la sarta está sumergida. Como condición crítica se considera que la sarta está

suspendida en el aire.

2. Las cargas de impacto ocasionadas durante la introducción de la sarta. Esto provoca impulsos que se agregan a la carga de tensión. El cálculo de estas cargas no es fácil ya que es una función de la velocidad y la carga de la sección que se desliza.
3. Cargas debidas a la fricción de la tubería con las paredes y el contorno del pozo.
4. Cambios de temperatura después de cementar la tubería. El cambio de temperatura aumenta el esfuerzo de tensión a razón de 207 lb/pg^2 por $^{\circ}\text{F}$ de caída de temperatura¹.
5. La elevada presión del fluido dentro de la tubería de revestimiento expande y reduce la longitud de la sección aumentando con esto la carga de tensión.
6. Cargas de pandeo o flexión de la tubería de revestimiento.

La mayoría de las situaciones mencionadas son difíciles de evaluar, es por ello que al efectuar un diseño se considera la situación más crítica, que es la tubería colgando libremente y se toma un factor de diseño elevado.

Esto se muestra en el ejemplo que se presenta a continuación, en que se considerarán las cargas debidas a la fricción y a la flexión de la tubería.

La figura I.3, presenta un pozo sometido a una desviación y en la figura I.4.a muestra el diagrama de cuerpo libre de una sección de tubería sometida a flexión, los esfuerzos de tensión que se generan son:

$$T + \Delta T = WL \cos \theta + T \quad \text{----- 1.7}$$

siendo:

$$W = \frac{W_{tf}}{L} \quad \text{----- 1.8}$$

$$T = WL \cos \theta \quad \text{----- 1.9}$$

La longitud medida ($L \cos \theta$) es la longitud vertical verdadera y W_{tf} es el peso de la tubería considerando la flotación. Despreciando la fricción, la tensión en la superficie (T_0) es:

$$T_0 = W * PV \quad \text{----- 1.10}$$

$$T_0 = P_u * F_f * PV$$

Ejemplo: *

Determinar el esfuerzo de tensión que se aplica a la siguiente sarta:

$$p = 12.4 \text{ lb/gal}$$

$$d = 9 \frac{5}{8} \text{ pg}$$

$$P_u = 53.5 \text{ lb/pie}$$

$$L = 12400 \text{ pie}$$

$$PV = 10800 \text{ pie}$$

$$F_f = 0.810$$

Entonces:

$$T_0 = P_u F_f PV$$

$$= (53.5) (0.810) (10800)$$

$$T_0 = 468 \ 018.00 \text{ lb}$$

*Publicado con anterioridad en un curso corto para diseño de T.R.

EJEMPLO

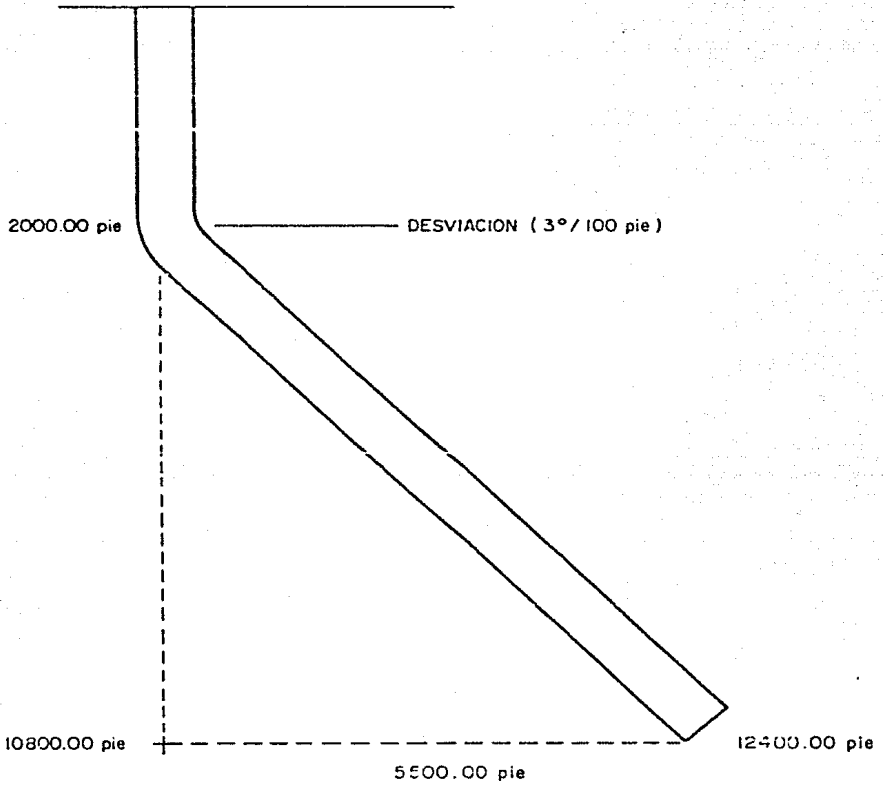


FIGURA I.3
POZO SOMETIDO A DESVIACION

Considerando la curvatura de la tuberfa, como se muestra en la figura --
 I.4.b, las cargas por tensión pueden ser calculadas:

$$L + \Delta L = \phi \left(R + \frac{d}{2} \right) \text{ ----- I.11}$$

$$\Delta L = \phi \left(R + \frac{d}{2} \right) - \phi R$$

$$\Delta L = \phi \left(\frac{d}{2} \right)$$

Por lo que el esfuerzo será:

$$Es = \frac{\phi d}{2} \cdot \frac{E}{L}$$

$$Es = \frac{dE}{2} \frac{\phi}{L} \text{ ----- I.12}$$

En esta ecuación, E es el módulo de elasticidad del acero en lb/pg², d y L están en pies, y ϕ en radianes, convirtiendo a grados por cada 100 -- pie (°/100 pie) y substituyendo el módulo de elasticidad:

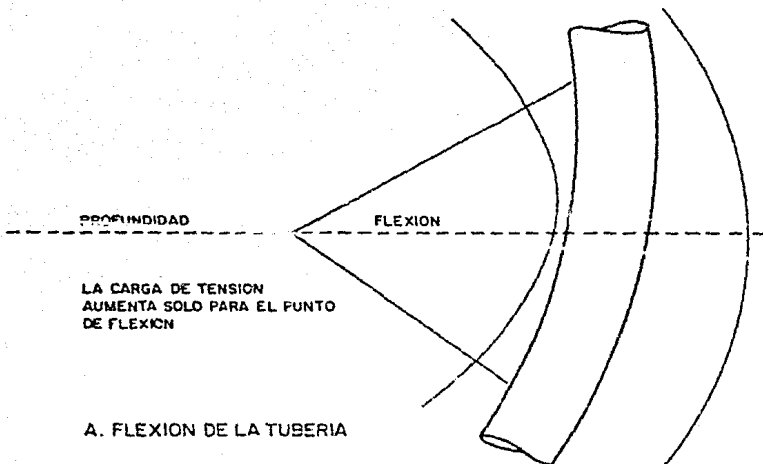
$$Es = \pm 211 \phi d \text{ ----- I.13}$$

En la que ϕ es la desviación en °/100 pie y d es el diámetro de la tube-- rfa en pulgadas, por lo que el esfuerzo está dado en lb/pg².

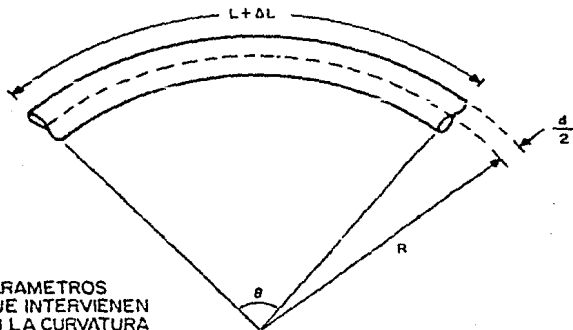
De esta manera la carga por tensión o compresión debida a la curvatura -- puede ser estimada con:

$$T_c = Es A_t \text{ ----- I.14}$$

A_t es el área de la tuberfa sometida a la curvatura.



A. FLEXION DE LA TUBERIA



B. PARAMETROS
QUE INTERVIENEN
EN LA CURVATURA

FIGURA I. 4
TUBERIA SOMETIDA A FLEXION

Ejemplo:

Se tiene la misma tubería del ejemplo anterior en una desviación de - - -
3°/100 pie, el área de la sección transversal de la tubería es 15.546 pg².

$$\begin{aligned} E_s &= 211 \text{ } \ominus \text{ } d \\ &= 211 (2) (0.625) \end{aligned}$$

$$E_s = 6090 \text{ lb/pg}^2$$

La tensión T_c es:

$$\begin{aligned} T_c &= E_s A_t \\ &= (6090) (15.546) \end{aligned}$$

$$T_c = 94700.00 \text{ lb}$$

La tensión a 2000 pie (figura I.3) es la suma de la tensión debida al peso de la tubería suspendida en el fluido de perforación, abajo de los --
2000 pie. La tensión equivalente a 2000 pie será:

$$\begin{aligned} T_{2000} &= T_w + T_c \\ T_w &= P_u F_f (L-2000) \\ &= 53.5 (0.610) (10000-2000) \\ T_w &= 831300.00 \end{aligned}$$

Por lo tanto:

$$\begin{aligned} T_{2000} &= 381300 + 94700 \\ T_{2000} &= 476000.00 \text{ lb} \end{aligned}$$

Esta carga a 2000 pie (que considera la curvatura) es mayor que la carga en superficie ($T_o = 468018.00 \text{ lb}$ sin considerar la curvatura).

Ahora bien si consideramos las fuerzas de fricción como se muestra en la figura I.5.a, se tiene:

$$T + \Delta T = WL \cos \theta + T + F \text{ ----- I.15}$$

En que:

$$F = N \mu$$

$$N = NL \cos \theta$$

$$T = WL \cos \theta + \mu WL \sin \theta \text{ ----- I.16}$$

$$T = W \text{ PV} + \mu W \text{ PH}$$

Siendo PV la proyección en el plano vertical ($L \cos \theta$) y la PH la proyección en el plano horizontal ($L \sin \theta$).

Continuando el ejemplo:

Ahora la tubería es sometida a un jalón, suponiendo $\mu = 0.35$ con una proyección horizontal de 5500.00 pie.

$$\begin{aligned} T_o &= P_u F_f \text{ PV} + \mu P_u F_f \text{ PH} \text{ ----- I.17} \\ &= (53.5) (0.810) (10800) + (0.35) (53.5) (0.810) (5500) \\ &= 468018 + 83400 \end{aligned}$$

$$T_o = 551400.00 \text{ lb}$$

Siendo:

$$T_f = 83400.00 \text{ lb}$$

Por lo tanto la carga total a 2000 pie, con la curvatura incluida, también puede ser calculada:

$$\begin{aligned} T_{2000} &= T_w + T_c + T_f \text{ ----- I.18} \\ &= 381300 + 94700 + 83400 \\ T_{2000} &= 559400.00 \text{ lb} \end{aligned}$$

Cuando es bajada la sarta se tendrá:

$$\begin{aligned}
 T_{2000} &= T_w + T_c - T_f \text{ ----- } 1.19 \\
 &= 381300 + 94700 - 83400 \\
 T_{2000} &= 392600.00 \text{ lb}
 \end{aligned}$$

Esta carga calculada incluye el factor de fricción, más no incluye la carga debida a la fuerza normal en desviaciones severas. Esa fuerza normal incrementa la tensión en superficie cuando la sarta es levantada.

Una aproximación en el diseño de la sarta, es suponer que las fuerzas generadas son de 1.0 a 1.5 veces la fricción en el pozo. Por lo que el esfuerzo de tensión total se puede estimar de la siguiente manera:

$$T = T_w + T_c + T_f + 1.5 T_f$$

simplificando;

$$T = T_w + T_c + 2.5 T_f \text{ ----- } 1.20$$

Si suponemos un factor de fricción (μ) de 0.40, la carga en la superficie (sin considerar curvatura) será:

$$\begin{aligned}
 T_c &= T_w + 2.5 T_f \\
 &= W PV + 2.5 (\mu * W * PH) \\
 &= W PV + 2.5 \mu W * PH \\
 &= W PV + 2.5 (0.4) W PH \\
 T_c &= W (PV + PH)
 \end{aligned}$$

Ejemplo:

$$T_c = F_u F_f (PV + PH)$$

$$\begin{aligned}
 &= (53.5 \cdot 0.810) (10800 + 5500) \\
 &= 706000 \text{ lb}
 \end{aligned}$$

a 2000 pie se tendrá

$$\begin{aligned}
 T_{2000} &= T_w + T_c + 2.5 T_f \\
 &= W (PV + PH) + T_c \\
 &= P_u F_f (PV + PH) + T_c \\
 &= (53.5) (0.810) (8800 + 5500) + 94700 \\
 T_{2000} &= 714000 \text{ lb}
 \end{aligned}$$

La figura I.5.b. ilustra los parámetros que intervienen para la evaluación de las cargas debidas a la conexión de la tubería, al relacionarlos, se ha encontrado que:

$$\frac{E_c}{E_c t^2} = \frac{A_{ct}}{A_c} \left[\frac{d^2 + d_{ct}^2}{d^2 + d_c^2} \right]$$

dado que la relación:

$$\frac{d^2 + d_{ct}^2}{d^2 + d_c^2} \approx 1$$

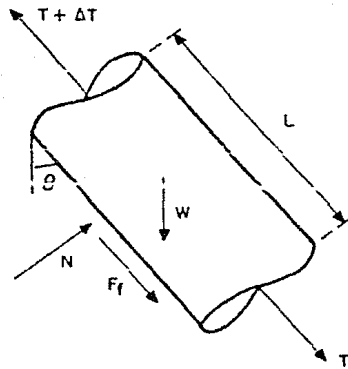
tenemos que:

$$\frac{E_c}{E_c t^2} = \frac{A_{ct}}{A_c} \text{ ----- 1.21}$$

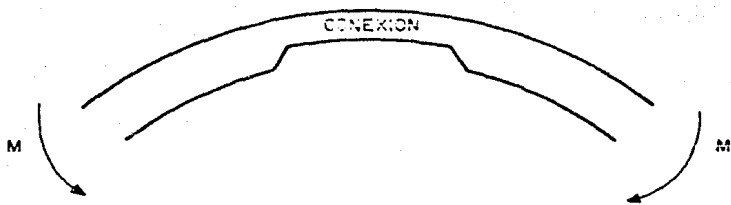
Esta relación es aproximadamente igual al inverso de la eficiencia a la tensión

$$e_t = \frac{A_c}{A_{ct}} \text{ ----- 1.22}$$

$$\frac{1}{e_t} = \frac{E_c}{E_c t^2} \text{ ----- 1.23}$$



A. FUERZAS DEBIDAS A LA FRICCIÓN



B. CONEXION DE LA TUBERIA

FIGURA I. 5
CARGAS DEBIDAS A LA FRICCIÓN Y LA CONEXION.

El esfuerzo en la conexión (E_c) origina una carga de tensión en la conexión (T_j);

$$T_j = E_c A_c \text{ ----- } 1.24$$

Puesto que:

$$E_c = \frac{E c t^2}{e_t}$$

$$A_c = A_t e_t$$

Entonces:

$$E_c A_c = \frac{E c t^2}{e_t} A_t e_t$$

Finalmente:

$$T_j = E c t A_t \text{ ----- } 1.25$$

Por lo tanto, la carga de tensión equivalente calculada para el cuerpo -- de la tubería es aproximadamente igual a la carga de tensión previamente calculada para la conexión.

La carga de tensión calculada para el cuerpo de la tubería es usada para determinar el factor de diseño a la tensión (F_t).

Ejemplo: (Continuación)

Se tiene una T.R. de 9 5/8 pg, P-110 de 53.5 lb/pie con una conexión -- hydrill triple sello. ($A_c = 11.322 \text{ pg}^2$).

Encontrar el factor de seguridad a la tensión en la superficie y a 2000.00 pie.

En superficie es:

$$F_{ttc} = \frac{(125000) (11.322)}{\text{Carga M\u00e1xima}}$$

$$F_{ttc} = \frac{1415000}{766000}$$

$$F_{ttc} = 2.0$$

A 2000.00 pie:

$$F_{ttc} = \frac{1415000}{714000}$$

$$F_{ttc} = 1.98$$

De esta manera se comprueba que es necesario considerar factores a la ten
sion elevados, debido a que al dise\u00f1ar no se consideran este tipo de car-
gas.

1.4 FACTORES DE DISEÑO.

La resistencia al colapso, la presión interna y el esfuerzo de cedencia mínimo del cuerpo y la junta, indican los máximos esfuerzos permitidos a los que la tubería de revestimiento puede estar sujeta sin falla.

Rara vez es deseable exponer cualquier material al máximo esfuerzo permisible. Esto tiene vital importancia en las tuberías de revestimiento, - dado que las propiedades físicas son determinadas en muestras de tuberías y las propiedades de cualquier tramo de tubería en particular puede desviarse considerablemente del promedio estadístico y por lo tanto ocasionar fallas en ese tramo. Para tratar de evitar esto se introduce el concepto de "factor de seguridad", el cual es la relación del máximo esfuerzo permisible entre el esfuerzo de trabajo real.

Este factor de seguridad es más comúnmente conocido como "factor de diseño". La selección de factores de diseño para cualquier problema de ingeniería es gobernado ampliamente por cuatro consideraciones básicas de -- acuerdo con Hillis⁶, éstas son:

1. La confiabilidad y exactitud de los datos de esfuerzos usados para diseñar.
2. El grado de similitud entre las condiciones de servicio y las condiciones de prueba usadas para determinar los datos de esfuerzos. Si el servicio y las condiciones de prueba imponen el mismo tipo de carga (aceleración, impacto, fatiga, etc.) el factor de diseño puede reducirse tanto como el criterio del diseñador lo desee.

3. La confiabilidad y exactitud de cargas supuestas para el diseño. Si la carga supuesta se aproxima a la de servicio, el factor de diseño podrá reducirse tanto como el diseño lo requiera.
4. Las consecuencias de fallas, por descuido del personal, motiva a utilizar factores de diseño elevados.

En 1955 el API reportó los resultados de una investigación de factores de diseño aplicados en programas de tuberías de revestimiento. Del análisis efectuado por 38 compañías, aportaron los siguientes resultados¹:

1. Los factores de diseño para colapso varían de 1.0 a 1.5, un factor de diseño de 1.125 fue usado en el 68% de las tuberías reportadas.
2. Los factores de diseño a presión interna fluctúan entre 1 y 1.75, teniendo el mayor índice el factor de 1.1 usado en el 32% de las tuberías de revestimiento reportadas.
3. Los factores de diseño por tensión varían de 1.5 a 2.0, el factor de 1.6 se usó en el 29% de los casos, 1.75 en el 22%, 1.8 en el 25% y 2 en el 24%, siendo estos los más usados. En esta parte se indica que la mitad de las pruebas usaron el mismo factor de diseño a la tensión en el cuerpo de la tubería y en la junta. En la otra mitad el factor de diseño a la falla en el cuerpo fue generalmente algo menor que en la junta.

De acuerdo con esta información, se concluye que:

FACTOR DE DISEÑO	RANGO	VALOR MAS USADO
Colapso	1.0 - 1.5	1.125
Presión Interna	1.0 - 1.75	1.1
Tensión	1.5 - 2.0	1.8

1.5 PROCEDIMIENTOS DE DISEÑO.

Las secciones de tubería que se localizan a mayor profundidad se exponen a mayores presiones externas y menores cargas axiales, contrariamente los tramos superficiales soportan mayores cargas axiales y menores presiones de colapso. En la actualidad existen varios procedimientos empleados para el diseño de tuberías de revestimiento, entre los cuales están:

1. Método analítico.
2. Aplicando el concepto de "carga máxima"
3. Método gráfico.

De estos procedimientos, el más empleado es el primero, del cual existen dos variantes, un método utilizando la ecuación de la elipse de esfuerzos biaxiales y el otro empleando una ecuación de corrección a la resistencia al colapso; en realidad aplican el mismo concepto pero de manera diferente, como se mostrará más adelante.

El procedimiento que aplica el concepto de carga máxima, es menos usado, a pesar de no ser un concepto reciente (1969), no obstante su uso va en aumento.

El método gráfico es también empleado, sin embargo, se pueden cometer errores al efectuar el diseño, por lo que su uso ha disminuido, su principal ventaja es el hecho de que de una manera rápida se obtenían los diseños, más con el manejo de programas de cómputo esta ventaja desaparece dado que es más práctico el uso de la computación.

La secuencia de cálculo usando la ecuación de la elipse de esfuerzos biaxiales y la ecuación de resistencia al colapso es semejante, esta solución analítica se logra mediante un proceso de ensaye y error como se muestra a continuación; el diseño de la sarta se efectúa del fondo a la superficie:

1. Determinar la presión de fondo máxima.

$$P_f = 0.052 * P * L \text{ ----- } 1.26$$

2. Determinar la presión interna máxima. Para tuberías de explotación se aplica la ecuación 1.27 y para intermedias la 1.29.

$$P_{me} = P_s + 0.052 * P_f * L \text{ ----- } 1.27$$

en que:

$$P_s = L (G_f - 0.052 * P_f) \text{ ----- } 1.28$$

y:

$$P_{mi} = P_s e^{(34 * 10^{-6} * G * L)} \text{ ----- } 1.29$$

donde:

$$P_s = \frac{0.052 * L_e * P_e}{e^{(34 * 10^{-6} * G * L_e)}} \text{ ----- } 1.30$$

3. En el cálculo de las presiones de colapso e interna máximas, se toman las condiciones más críticas esperadas, sin embargo esto no es suficiente como ya se mencionó y por tal motivo se consideran los factores de diseño; por lo tanto, las presiones de diseño, serán:
para colapso:

$$P_c = P_f * F_c \text{ ----- } 1.31$$

y para la presión interna, tratándose de tubería de explotación:

$$P_i = P_{me} * F_i \text{ ----- 1.32}$$

o tubería intermedia:

$$P_i = P_{mi} * F_i \text{ ----- 1.33}$$

4. Conocidos los valores de presión de colapso e interna de diseño, se localizan en tablas las tuberías que tengan valores de resistencia a la presión interna mayores que la presión interna de diseño (paso 3). Las tuberías que no cumplan con esta condición no se tomaron en cuenta para el diseño; ya seleccionadas, se ordenan las tuberías en orden decreciente de acuerdo a su resistencia al colapso, iniciando con la inmediata superior al valor de presión de colapso de diseño, las tuberías que tengan resistencias al colapso superiores a la ya mencionada se descartan; es así que solo la primer tubería tendrá un valor de resistencia al colapso mayor que el valor de diseño y el resto -- tendrá valores menores.

5. Se calcula la profundidad a que llegará la primer sección de tubería seleccionada (esta será la primera de las ya clasificadas en el paso anterior). Aquí se presentan los pasos a seguir empleando la ecuación de la elipse de esfuerzos biaxiales y la ecuación de reducción al colapso, que como ya fue indicado parten del mismo concepto. En ambos casos es un proceso de ensaye y error que consiste en:

z. Obtener la profundidad del punto de enlace, calculando:

$$L_i = \frac{R_c}{0.052 * P * F_c} \text{ ----- 1.34}$$

b. Se obtiene el peso de la sección de tubería calculada:

$$W_1 = (L - L_i) P_u * F_f \text{ ----- } 1.35$$

Si se considera factor de flotación se calcula con:

$$F_f = 1 - \frac{P}{P_a} \text{ ----- } 1.36$$

Si en el diseño no se considera el factor de flotación, se tendrá:

$$F_f = 1.0$$

c. Aplicando la ecuación de la elipse de esfuerzos biaxiales:

c.1 Se calcula X;

$$X = \frac{W_1}{Y_m A_s} \text{ ----- } 1.37$$

El área de la sección transversal se calcula con:

$$A_s = \frac{\sqrt{d^2 - d_i^2}}{4} \text{ ----- } 1.38$$

c.2 Con el valor calculado de X, estamos en condiciones de obtener el valor de Y:

$$Y = (1 - 0.75 X^2)^{0.5} - 0.5 X \text{ ----- } 1.39$$

(el valor de Y puede ser obtenido de tablas o gráficas previamente elaboradas)

c.3 Efectuar la corrección al colapso por efecto de carga axial:

$$R_{cc} = R_c * Y \text{ ----- } 1.40$$

c.4 Se calcula el factor de diseño al colapso con el cual se es-

tá trabajando:

$$Fct = \frac{Rcc}{P_f} \text{ ----- 1.41}$$

c.5 Hecho todo lo anterior, se está en condiciones de verificar si la tubería soporta la resistencia al colapso en la longitud -- calculada (L_1), esto se hace comparando el factor de diseño deseado con el factor de trabajo al colapso, si se cumple que:

$$Fct \geq Fc$$

Se considera que la longitud de la sección calculada (L_1) es correcta; si no se cumple se repite el cálculo a partir del paso -- 5.a., solo que ahora se substituye la resistencia al colapso -- (Rc) por el valor de la resistencia al colapso corregida (Rcc) -- del paso 5.c.3., en la ecuación 1.34 y se repite el proceso hasta que se cumpla la condición deseada.

Si se utiliza la ecuación de corrección de resistencia al colapso, los cálculos por efectuar son los ya mencionados, hasta el inciso (c) con las modificaciones que se muestran a continuación:

C.1. Se calcula la constante K:

$$K = 2 \sqrt{t(d-t)} Y_m \text{ ----- 1.42}$$

C.2 Determinar el valor de corrección de resistencia al colapso por efecto de carga axial.

$$Rcc = \frac{Rc}{K} \left[(K^2 - 3W_1^2)^{0.5} W_1 \right] \text{ ----- 1.43}$$

C.3. Se encuentra el valor del factor de trabajo al colapso en la sección correspondiente, utilizando la ecuación 1.21:

$$F_{ct} = \frac{R_{cc}}{P_f}$$

C.4. Se compara el factor de trabajo con el factor deseado;

$$F_{tc} \geq F_c$$

Si se cumple esta condición, se considera que la longitud calculada es correcta (L_1), si no es así se repite el proceso a partir del inciso a, considerando:

$$R_c = R_{cc}$$

lo que nos daría:

$$L_1 = \frac{R_{cc}}{0.052 * P * F_c} \text{ ----- 1.44}$$

El peso de la sección se calcula con la nueva longitud de la sección, el valor de K no varía tratándose de la misma tubería, y se continúa el proceso ya indicado.

6. Ya conocida la longitud de la sección de la sarta de tubería que satisficé por colapso, se procede a diseñar con respecto a la tensión; normalmente en las tuberías del fondo no existe ningún problema en cuanto a la tensión, este factor toma mayor importancia en cuanto se avanza a la superficie.

a. El factor de trabajo a la tensión para el cuerpo será:

$$F_{ttc} = \frac{R_{tc}}{W_t} \text{ ----- 1.45}$$

El peso total de las tuberías, se calcula con:

$$W_t = W_1 + W_2 + W_3 \dots + W_n \text{ ----- } 1.46$$

Ya se indicó como calcular el peso de la primer sección (ecuación 1.35), generalizando para cualquier sección, será:

$$W_i = W_{i-1} + (L_{i-1} - L_i) P_{ul} * F_f \text{ ----- } 1.47$$

De esta manera se hace acumulativo el peso de cada sección.

b. El factor de tensión de trabajo en la junta será:

$$F_{ttj} = \frac{R_{tj}}{Wt} \text{ ----- } 1.48$$

c. En ambos casos se debe cumplir que:

$$F_{ttc} \geq f_{tc} \quad \text{y} \quad F_{ttj} \geq f_{tj}$$

Siempre que esto se cumpla se continúa con el diseño, si no es así, se busca otra tubería y/o cople que sí satisfaga.

7. Ya que la tubería seleccionada cumple con los factores de diseño al colapso, tensión en el cuerpo y tensión en la junta, se toma la siguiente tubería de las previamente clasificadas en el paso 4 y se repite el procedimiento a partir del paso 5.

Es por ello que el proceso se torna laborioso y se recomienda elaborar un programa de cómputo para efectuar el diseño de una manera rápida y eficiente.

CARGA MAXIMA.

El procedimiento de diseño de sartas de tuberías de revestimiento empleando el concepto de "carga máxima", toma en cuenta: condiciones de brote, - pérdidas de circulación, efecto de esfuerzo biaxial y los factores de diseño. Por supuesto que una tubería de explotación está expuesta a soportar cargas diferentes a las que se exponen las tuberías superficiales e - intermedias; por lo que el diseño de cada una de éstas difiere en las cargas a considerar.

A continuación se muestra el procedimiento a seguir, aplicando a una tubería intermedia (es el caso mas general) para los otros tipos de tubería de revestimiento el procedimiento presenta algunas variaciones que mas -- adelante serán discutidas.

* Presión interna.

Se determinan los valores límite de presión interna a que estará expuesta la tubería tanto en superficie como en el fondo del pozo.

El valor de presión interna de superficie es arbitrario y generalmente es la presión de trabajo del equipo superficial usado, normalmente 5000 - - lb/pg².

La presión interna en el fondo del pozo es igual al gradiente de fractura de la formación esperada inmediatamente abajo de la zapata de la tubería de revestimiento mas un factor de seguridad.

Dado que el valor del gradiente de fractura es expresado en términos del peso de lodo, se recomienda un factor de seguridad de 1 lb/gal (0.052 - - lb/pg²/pie), o bien un factor de diseño de 1.1 (comúnmente usado). La -- presión interna en el fondo del pozo es definida como presión de inyec-- ción.

Con los puntos determinados, la carga máxima por presión interna puede -- ser definida.

Dado que la carga máxima ocurre cuando los puntos extremos son satisfie-- chos simultáneamente, esta carga se presenta sólo bajo condiciones de un brote; una característica del brote es la existencia de mas de un fluido en el pozo. Si consideramos dos fluidos (gas y fluido de perforación), - existen dos posibilidades en cuanto a su ubicación en el pozo.

Si el gas es considerado en la cima, su interpretación gráfica sería como se muestra con la línea A de la figura 1.6, si se invierte la posición de los fluidos quedarían como se muestra con la línea B, de la misma figura. Es evidente que la carga ejercida por la línea B es mayor que la ejercida por la línea A, por lo tanto la configuración definida por la línea B (el peso del fluido de perforación en la cima y gas en el fondo) constituye - la línea de carga máxima por presión interna.

Para determinar la longitud de las columnas de lodo y gas, se usa:

$$\begin{array}{rcl}
 L & = & X_l + Y_g \text{ ----- } 1.49 \\
 PI & = & P_s + X_l G_l + Y_g G_g \text{ ----- } 1.50 \\
 PI & = & 0.052 (GF + FS) L \text{ ----- } 1.51
 \end{array}$$

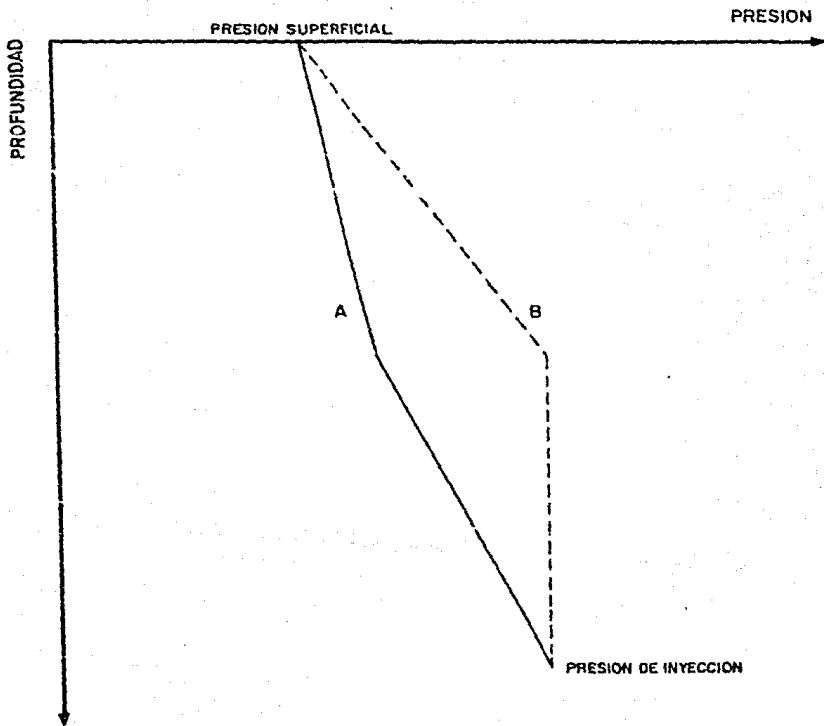


FIGURA I. 6
POSICION RELATIVA DE LOS FLUIDOS EN EL POZO

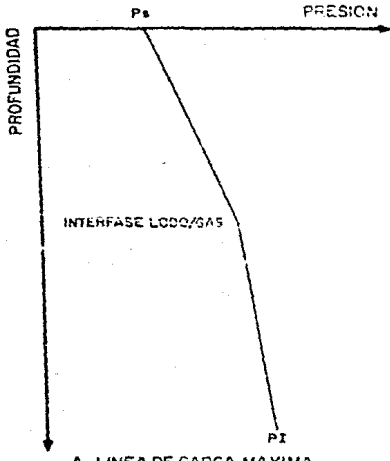
Con la solución simultánea de estas ecuaciones , la longitud de las respectivas columnas de fluidos pueden ser conocidas; así como la línea de carga máxima por presión interna, esta quedaría como se ilustra en la figura I.7.a.

Conocida la línea de carga máxima por presión interna, es posible conocer la presión de ruptura para cualquier incremento de la profundidad, auxiliándonos de la representación gráfica. Debido a la disminución del peso del fluido que viene detrás de la tubería de revestimiento en contacto -- con la formación y de acuerdo al concepto de carga máxima, se supone que el regreso del lodo en la tubería, es debido a una columna de fluido de formación ($G_s = 0.465 \text{ lb/pg}^2 / \text{pie}$).

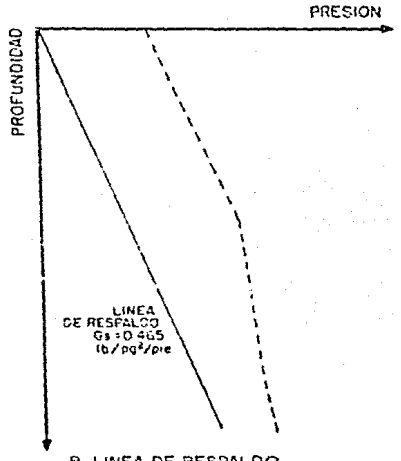
La línea de esta resistencia a la ruptura o carga de respaldo, se muestra en la figura I.7.b; la resta de la línea de carga máxima por presión interna menos la línea de respaldo, da como resultado la carga real de presión o también llamada línea resultante de carga por presión interna, con la cual podemos conocer la carga real de presión para cualquier profundidad.

Es requerido un factor de seguridad, este será aplicado a la línea resultante; para obtener la línea de diseño, normalmente se toma un factor de diseño de 1.1 y se construye. La representación gráfica toma la forma -- mostrada en la figura I.7.c.

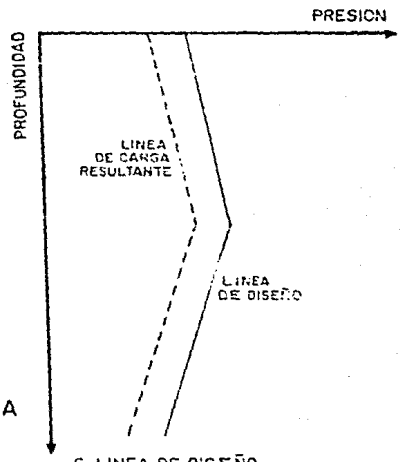
Si el diseñador considera que el factor de diseño no es necesario, entonces la línea resultante será considerada como línea de diseño.



A. LINEA DE CARGA MAXIMA POR PRESION INTERNA



B. LINEA DE RESPALDO POR PRESION INTERNA



C. LINEA DE DISEÑO POR PRESION INTERNA

FIGURA I.7
DISEÑO POR PRESION INTERNA
(CARGA MAXIMA)

Una vez determinada la línea de diseño, se está en condiciones de seleccionar entre las tuberías disponibles las que tengan especificaciones mayores a las requeridas por la línea de diseño, en cuanto a su resistencia a la presión interna (esto también de acuerdo al menor costo, grado y peso de las tuberías).

La resistencia a la presión interna de las tuberías se grafica y su intersección con la línea de diseño determinará la longitud de la sección, este procedimiento se repite hasta alcanzar la profundidad deseada.

De esta manera se efectúa el diseño por presión interna (figura I.8).

Al finalizar esta parte, el diseñador tendrá los pesos, grados y longitud de sección de las tuberías de revestimiento que satisfacen la carga por presión interna. El diseño queda pendiente de la evaluación de la carga por colapso.

* Presión externa.

La carga por colapso para tuberías de revestimiento intermedias, es im-- puesta por el fluido que se encuentra en el espacio anular y se considera el lodo más pesado a utilizar en la perforación del pozo.

El perfil de presiones que genera la columna de lodo se grafica como se muestra en la figura I.9.a.

La carga máxima por colapso ocurrirá cuando el nivel del lodo dentro de

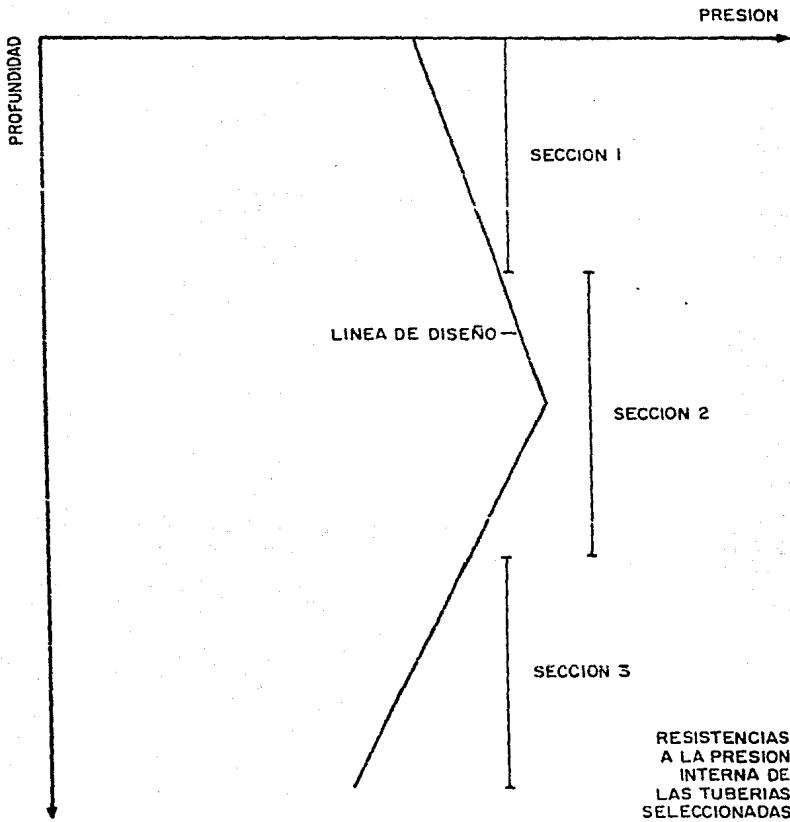


FIGURA I.8
SELECCION DE TUBERIAS POR PRESION INTERNA

la tubería de revestimiento descienda como si ocurriera una pérdida de -- circulación. De ser así en la zapata de la tubería de revestimiento in-- termedia, es probable que la presión hidrostática ejercida por la reduc-- ción de la columna de lodo es igual a la presión ejercida por los fluidos de la formación (gradiente de 0.465 lb/ps'/pie), y es equivalente a usar lodo de la siguiente etapa que ejerza una presión igual a la de presión -- de formación (como fluido de resplado) construyendo la línea de respaldo y restandola de la línea de carga máxima por colapso, se obtendrá la lí-- nea de colapso resultante, como se muestra en la figura 1.9.b.

Aplicando un factor de diseño de 1.125 a el colapso resultante, se obtie-- ne la línea de diseño al colapso (figura 1.9.c).

Sobre la representación gráfica de la línea de diseño al colapso, deberán ser graficadas las resistencias al colapso de las tuberías consideradas por presión interna.

Cuando la resistencia al colapso de la tubería cae debajo de la línea de diseño al colapso, la sección deberá ser cambiada por una tubería de gra-- do superior para el colapso. Cuando las tuberías que satisfacen al co-- lapso ya fueron determinadas, y en caso de que si alguna se modificó de -- las que se tenían seleccionadas en presión interna deberá revisarse si -- cumplen con respecto a ésta, una vez hecho esto, el resultado es un dise-- ño con pesos, grados y longitudes de sección que satisfacen las cargas -- máximas por presión interna y colapso (figura 1.10).

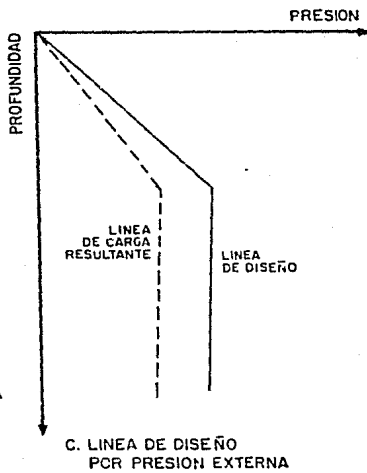
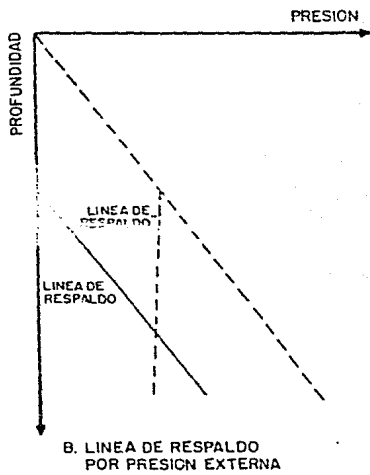
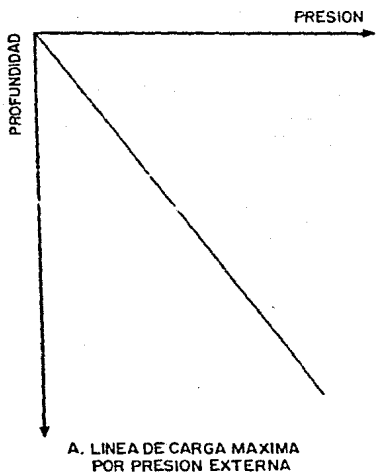


FIGURA I.9
DISEÑO POR PRESION EXTERNA
(CARGA MAXIMA)

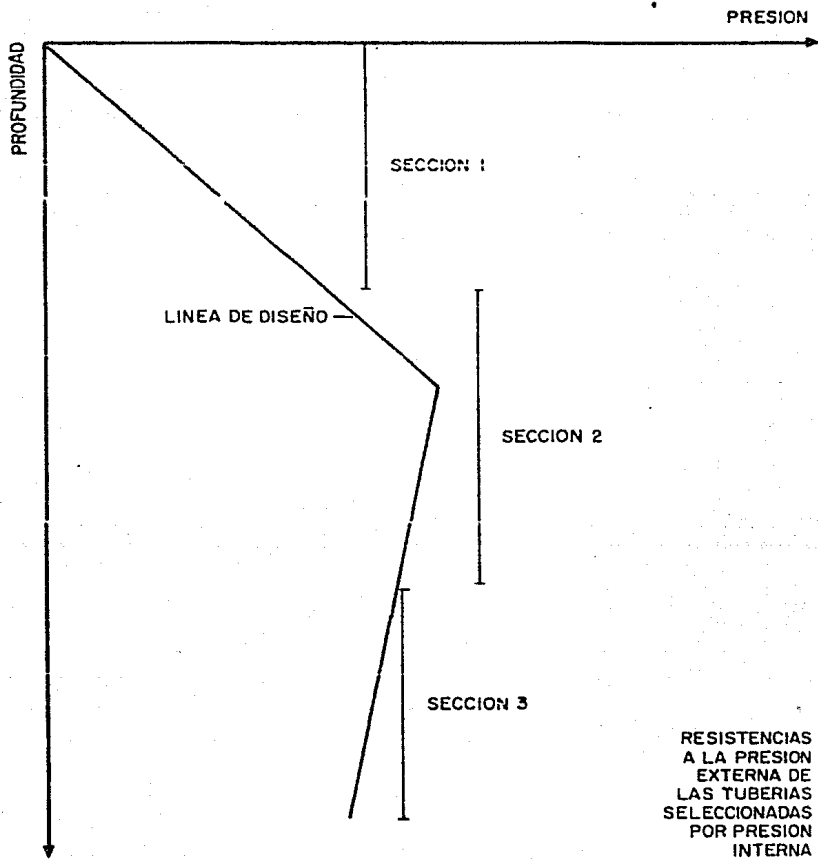


FIGURA I.10
SELECCION DE TUBERIAS POR PRESION EXTERNA

* Tensión.

Conociendo los pesos, grados y longitudes de sección según el diseño a -- presión interna y colapso, la carga por tensión puede ser determinada.

El efecto de flotación ha sido omitido en algunos diseños de sargas de tu berías de revestimiento. El efecto de flotación se interpreta como la re ducción del peso de la sarga cuando corre en algún líquido, a diferencia cuando corre en el aire; la flotación también se puede expresar como la - resultante de fuerzas que actúan sobre todas las áreas expuestas orienta- das horizontalmente en la sarga de revestimiento. Las fuerzas son consi- deradas negativas (compresión) si actúan hacia arriba, estas fuerzas acc- túan sobre los extremos y hombros de los tubos, como se muestra en la fi- gura I.11.

Las fuerzas que actúan sobre las áreas del hombro son demasiado pequeñas, por lo que son despreciadas en un diseño práctico.

La reducción de la carga observada en el gancho en superficie, es por el efecto de flotación equivalente al peso del volumen del líquido desplaza- do. Una vez que la magnitud y localización de las fuerzas son determina- das, la línea de carga por tensión puede ser elaborada (figura I.12.a). Es de tomarse en cuenta que mas de una sección de la sarga de tubería de revestimiento puede ser cargada en compresión.

El siguiente paso es obtener la línea de diseño para la tensión, el va-- lor recomendado como factor de diseño es 1.8 o 100000 lb.; sin embargo, esto depende del criterio del diseñador.

PESO DE LA TUBERIA



$$F_F = \sum_{i=1}^n F_i$$

$$F_F = F_1 - F_2 - F_3$$
$$= P_1 A_1 - P_2 A_2 - P_3 A_3$$

FIGURA I.11
EFECTO DE FLOTACION

Utilizando el factor de diseño, la gráfica queda como se muestra en la --
figura I.12.b.

En la mayor parte de los diseños, la parte más débil de la tubería de re-
vestimiento en tensión es el cople; por lo tanto, la línea de diseño por
tensión es usada para determinar el tipo de cople a usar.

Al concluir este diseño, la sarta ya ha sido diseñada por presión inter--
na, colapso y tensión.; definiéndose los pesos, grados, longitudes de sec-
ción y tipos de cople, sólo resta determinar las reducciones en la resis-
tencia a presión interna y colapso causada por carga biaxial, esta reduc-
ción se calcula usando la elipse de Holmquist y Nadai.

Con los valores reducidos conocidos en los extremos de cada sección, una
nueva línea de esfuerzos puede ser construida conectando los puntos ex--
tremos con una línea recta, y de esta manera concluye el diseño de la - -
sarta.

El procedimiento antes indicado es usado cuando se trata de una tubería -
de revestimiento intermedia y dado que el procedimiento presenta variacio-
nes al tratarse de algún otro tipo de tubería de revestimiento, a conti-
nuación se mencionan las principales variantes.

* Tubería de revestimiento superficial.

- Presión interna.

Se determina la presión de inyección en la zapata y como respaldo una - -

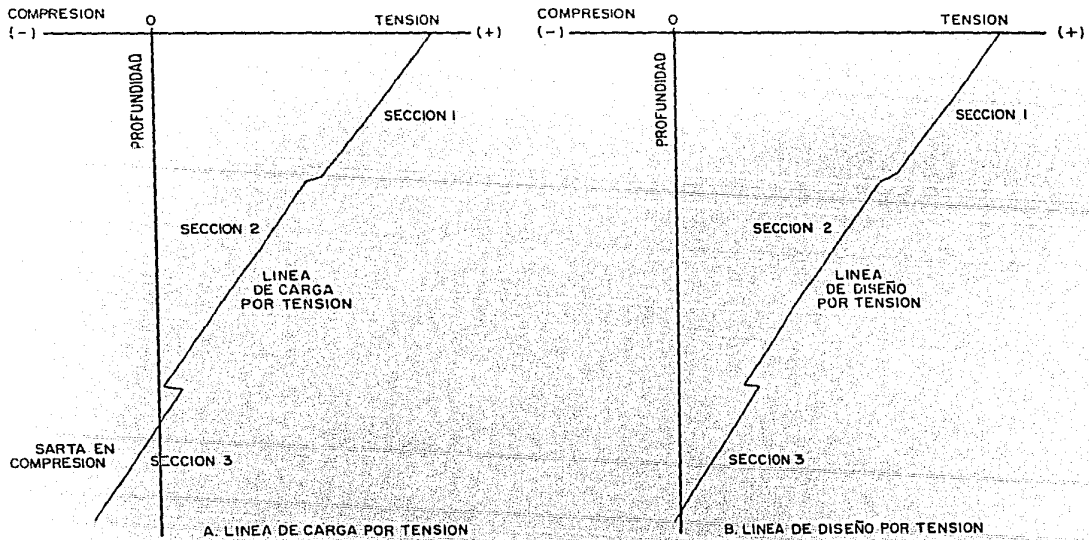


FIGURA I.12
 DISEÑO A LA TENSION (CARGA MAXIMA)

columna de gas ($G = 0.115 \text{ lb/pg}^2/\text{pie}$) por lo que la presión en superficie será igual a la presión de inyección menos la columna de gas.

- Presión de colpaso.

Se utiliza la densidad del lodo para perforar el pozo, sin considerar carga de respaldo.

- Los cálculos para tensión y reducción biaxial son como ya fueron mencionados.

* Tubería de revestimiento de explotación.

- Presión interna.

Por tratarse de una tubería de explotación, esto involucra varias suposiciones, una de éstas es que el fluido de empacamiento es igual en densidad al peso del lodo en el espacio anular, detrás de la tubería. Otra su posición es que la tubería de revestimiento puede quedar expuesta a la -- presión del fondo del pozo si la tubería exhibiera alguna rotura. De ser así el gas pasa al espacio anular y la máxima presión interna puede ocurrir con la presión de la formación actuando sobre la presión hidrostática del fluido empacador.

La presión de formación para estos cálculos puede ser determinada a partir de registros de presión o tomando el peso del lodo utilizado para terminar el pozo. Otra variante es considerar el gradiente de fractura y la presión de inyección para el diseño.

- Presión de colapso.

La carga por colapso es debida a la presión hidrostática del lodo más --
pesado actuando sobre la sarta, considerando el factor de diseño.

- Tensión

Tanto la tensión como la reducción por esfuerzo biaxial no presentan cam-
bios a lo indicado para una sarta intermedia.

Este procedimiento de diseño de tuberías de revestimiento fue presentado
de una manera general, se recomienda que cada área deberá ser evaluada --
para sus condiciones específicas de carga máxima.

I.6 EJEMPLO

A continuación se presenta un ejemplo utilizando el concepto de carga máxima.

Se trata de una tubería de revestimiento intermedia.

Diámetro de la T.R.	9 5/8 pg
Profundidad de la zapata	11480.00 pie
Densidad del lodo	12.5 lb/gal
Diámetro de la siguiente barrena	8.0 pg
Profundidad de la siguiente etapa	13490.00 pie
Gradiente del fluido de respaldo	0.465 lb/pg ² /pie
* Gradiente de fractura en la zapata (13.269 lb/gal)	0.69 lb/pg ² /pie
Gradiente del gas	0.115 lb/pg ² /pie
Densidad del lodo de la siguiente etapa	14.0 lb/gal
Factor de diseño a la presión interna	1.125
Factor de diseño al colapso	1.125
Factor de diseño a la tensión	1.80

Se desea el diseño con un máximo de cuatro secciones.

* Fue estimado utilizando la correlación de Matthews y Kelly.

En cuanto a la presión interna, de la ecuación 1.51, tenemos:

$$\begin{aligned}
 PI &= 0.052 (GF + FS) L \\
 &= 0.052 ((GF/0.052) + FS) L \\
 &= 0.052 ((0.69/0.052) + 1.0) 11480 \\
 PI &= 8518.16 \text{ lb/pg}^2
 \end{aligned}$$

El gradiente de fractura fue calculado usando el método de Matthews y - - Kelly. Conociendo la presión de inyección, estamos en condiciones de calcular la altura de la columna de lodo y gas (considerando el caso más critico), estas columnas se estiman usando la ecuación 1.50 y 1.49:

$$\begin{aligned}
 PI &= P_s + (L - y_g) G_{le} + Y_g G_g \\
 PI &= P_s + L G_{le} + y (G_g - G_{le}) \\
 Y_g &= \frac{PI - P_s - L * G_{le}}{G_g - G_{le}}
 \end{aligned}$$

Substituyendo:

$$Y_g = \frac{8518.16 - 5000 - 11480 (14.6 (0.052))}{0.115 - (14.6 (0.052))}$$

$$Y_g = 8068.0782 \text{ pie.}$$

Por lo tanto la profundidad de la columna de lodo será:

$$\begin{aligned}
 Xl &= L - Y_g \\
 &= 11480 - 8068.0782 \\
 Xl &= 3411.92 \text{ pie}
 \end{aligned}$$

La presión ejercida por la columna de lodo a 3411.92 pie es:

$$\begin{aligned} P_x &= P_s + X_l * G_l \\ &= 5000.00 + (3411.92) (0.65) \\ P_x &= 7217.7491 \text{ lb/pg}^2 \end{aligned}$$

Debido a que el método considera una carga de respaldo que es igual a una columna de fluido de gradiente 0.465 lb/pg¹/pie. La presión que ejerce - esta columna de fluido en el fondo será:

$$\begin{aligned} P_{fr} &= G_s * L \\ &= 0.465 (11480) \\ P_{fr} &= 5338.2 \text{ lb/pg}^2 \end{aligned}$$

Los puntos hasta ahora calculados se muestran en la figura I.13.a. Además a la profundidad de 3411.92 pie, el fluido de respaldo ejerce una presión de:

$$\begin{aligned} P_{xr} &= X_l * G_s \\ &= (3411.92) (0.465) \\ P_{xr} &= 1586.5436 \text{ lb/pg}^2 \end{aligned}$$

Restando de la línea de carga máxima la línea de respaldo, se obtiene la línea resultante, que se muestra en la figura I.13.b, los puntos de la - línea resultante se obtienen de la siguiente manera:

En superficie:

$$\begin{aligned} Prs &= Ps \\ &= 5000 \end{aligned}$$

$$Prs = 5000 \text{ lb/pg}^2$$

A 3411.92 pie:

$$\begin{aligned} Prs &= Px - Pxr \\ &= 7217.7491 - 1586.5436 \\ &= 5631.2055 \text{ lb/pg}^2 \end{aligned}$$

A la profundidad total:

$$\begin{aligned} Prf &= Pl - Pfr \\ &= 8518.16 - 5338.2 \\ Prf &= 3179.96 \text{ lb/pg}^2 \end{aligned}$$

Finalmente se obtiene la línea de diseño, aplicando un factor de 1.125, se tiene:

$Pds = Prs \cdot Fi$	$Pdx = Prs \cdot Fi$	$Pdf = Prf \cdot Fi$
$= 5000 (1.125)$	$= 5631.2055 (1.125)$	$= 3179.96 (1.125)$
$= 5625 \text{ lb/pg}^2$	$Pdx = 6335.1062 \text{ lb/pg}^2$	$Pdf = 3577.45 \text{ lb/pg}^2$

Con estos puntos se construye la gráfica I.13.c.

Hecho esto se procede a seleccionar las tuberías a usar, se ordenan de -- mayor a menor resistencia a presión interna, partiendo de la presión máxi ma interna de diseño, de acuerdo con esto se tiene:

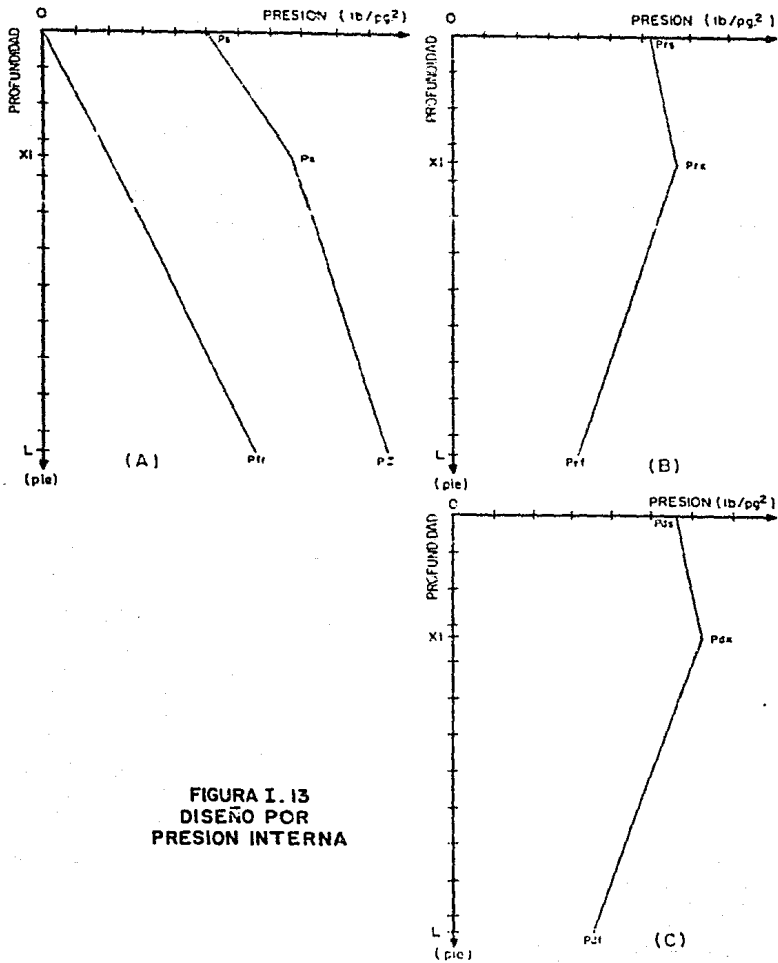


FIGURA I. 13
DISEÑO POR
PRESION INTERNA

GRADO	PESO lb/pie	RESISTENCIA		ESFUERZO
		P. INTERNA lb/pg ²	P. COLAPSO lb/pg ²	CEDENCIA MINIMA lb/pg ²
N-80	47.0	6870	4750	80000
TRC-80	47.0	6865	4850	80000
TRC-95	40.0	6820	3290	95000
C-95	40.0	6820	3330	95000
TRC-85	43.5	5723	3980	85000
TRC-90	40.0	6464	3220	90000
C-75	47.0	6440	4630	75000
N-80	43.5	6330	3810	80000
TRC-80	43.5	6327	3890	80000
TRC-85	40.0	6105	3140	85000
C-75	43.5	5910	3750	75000
N-80	40.0	5750	3090	80000
TRC-80	40.0	5745	3060	80000
C-75	40.0	5390	2980	75000
J-55	40.0	3950	2570	55000
J-55	36.0	3520	2020	55000
H-40	36.0	2560	1740	40000
H-40	32.3	2270	1400	40000

Dado que la presión interna máxima de diseño es 6335.10 lb/pg², las tuberías a usar son a partir de la TRC-90 de 40 lb/pie, las demás se encuentran con valores superiores del máximo requerido.

En la figura I.14 se muestran las tuberías seleccionadas y la longitud de cada sección elegida.

Para el diseño por colapso, la línea de carga máxima partirá de cero en la superficie y en el fondo será:

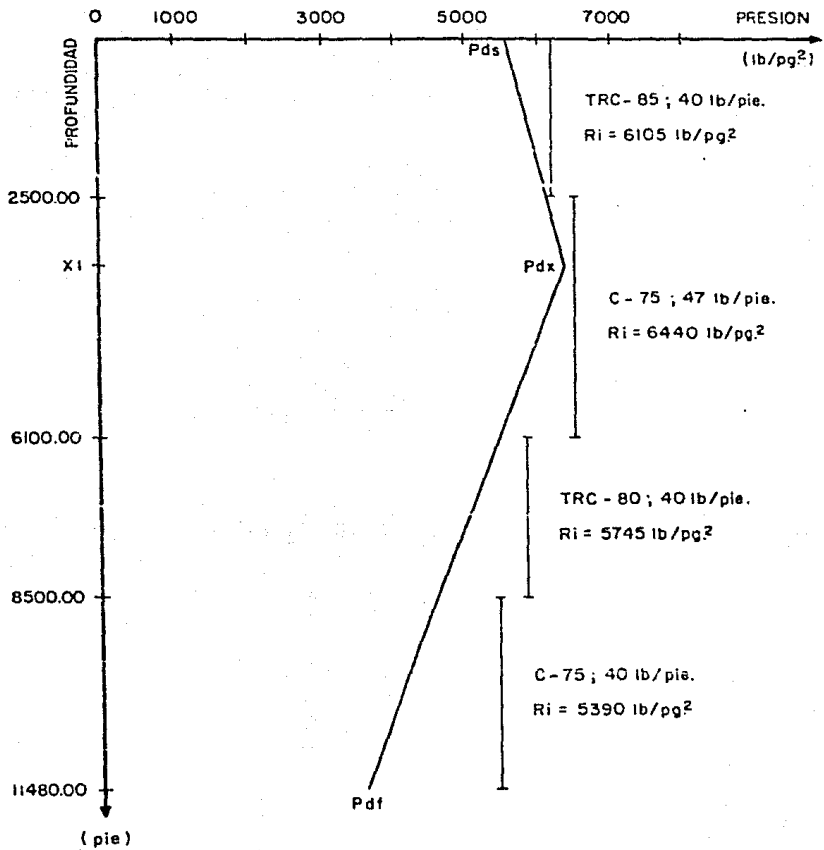


FIGURA I.14
DISEÑO A PRESION INTERNA

$$\begin{aligned}
 P_c &= L * G_1 \\
 &= 11480 (0.65) \\
 P_c &= 7462.00 \text{ lb/pg}^2
 \end{aligned}$$

Puesto que la carga máxima por colapso ocurrirá cuando el nivel del lodo -descienda como si ocurriera una pérdida de circulación, se calcula la profundidad de la columna de lodo requerida para controlar la pérdida, tomando el gradiente del lodo de mayor densidad por usar, entoces:

$$P_e = L_p * G_{1e}$$

En que P_e es la presión en el fondo considerando una columna de fluido que aporta la formación ($G_s = 0.465 \text{ lb/pg}^2/\text{pie}$) que es:

$$\begin{aligned}
 P_e &= L * G_s \\
 P_e &= 11480 (0.465) \\
 P_e &= 5338.2 \text{ lb/pg}^2
 \end{aligned}$$

Por lo tanto la profundidad L_p será:

$$\begin{aligned}
 L_p &= \frac{P_e}{G_{1e}} \\
 L_p &= \frac{5338.2}{0.7592} \\
 L_p &= 7031.3488 \text{ pie}
 \end{aligned}$$

Y la profundidad a que se encuentra el fluido de perforación de la siguiente etapa es:

$$\begin{aligned}
 X_e &= L - l_p \\
 &= 11480.00 - 7031.3488 \\
 X_e &= 4448.6512
 \end{aligned}$$

De esta manera la línea de carga máxima para el colapso, así como la de -- respaldo, se construyen y se muestran en la figura I.15.a.

Hecho esto se está en condiciones de encontrar la carga resultante, que se obtiene mediante la diferencia de la carga máxima menos la de respaldo:

$$\begin{aligned}
 P_{cm} &= X_e * G_1 & P_{cf} &= P_c - P_e \\
 &= 4448.6512 (0.65) & &= 7462.00 - 5338.2 \\
 P_{cm} &= 2891.6233 \text{ lb/pg}^2 & P_{cf} &= 2123.80 \text{ lb/pg}^2
 \end{aligned}$$

Uniendo los puntos anteriores se obtiene la línea resultante, que se -- muestra en la figura I.15.b.

La línea de diseño se obtiene aplicando el factor de diseño al colapso a la línea resultante, de esta manera se obtiene la figura I.15.c. (el factor aplicado es 1.125).

$$\begin{aligned}
 P_{dm} &= P_{cm} * F_c & P_{df} &= P_{cf} * F_i \\
 &= 2891.6233 (1.125) & &= 2123.80 (1.125) \\
 P_{dm} &= 3253.0762 \text{ lb/pg}^2 & P_{df} &= 2389.2750 \text{ lb/pg}^2
 \end{aligned}$$

Con esto, ya se está en condiciones de trazar las resistencias al colapso de las tuberías que fueron seleccionadas a presión interna, a la profundidad ya indicada en la figura I.14, así se elabora la figura I.16.

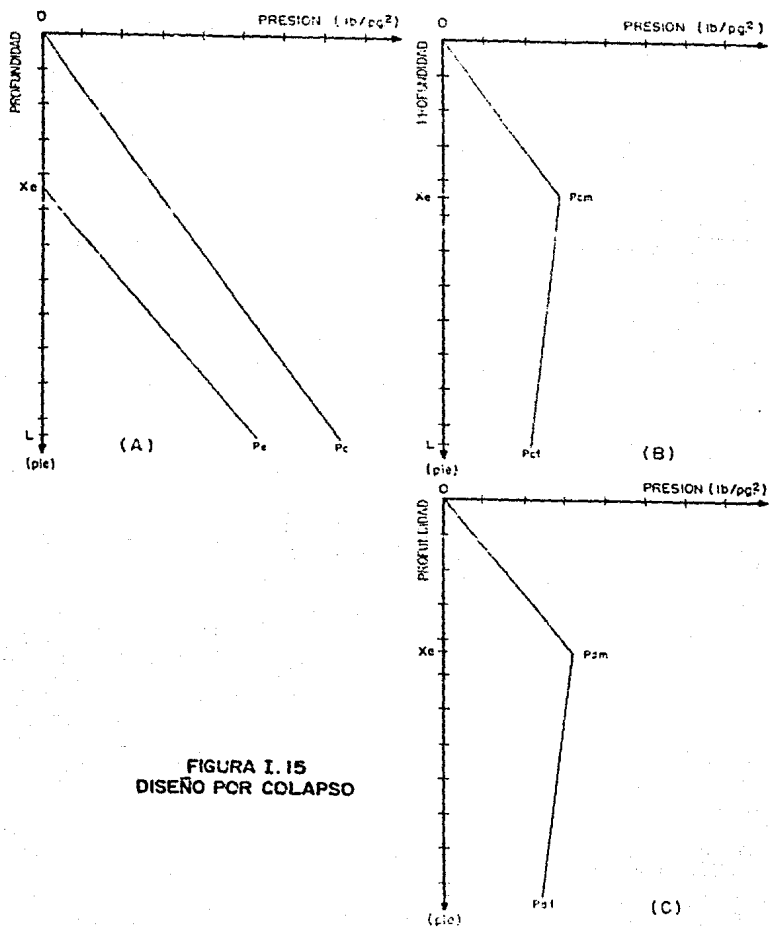


FIGURA I. 15
DISEÑO POR COLAPSO

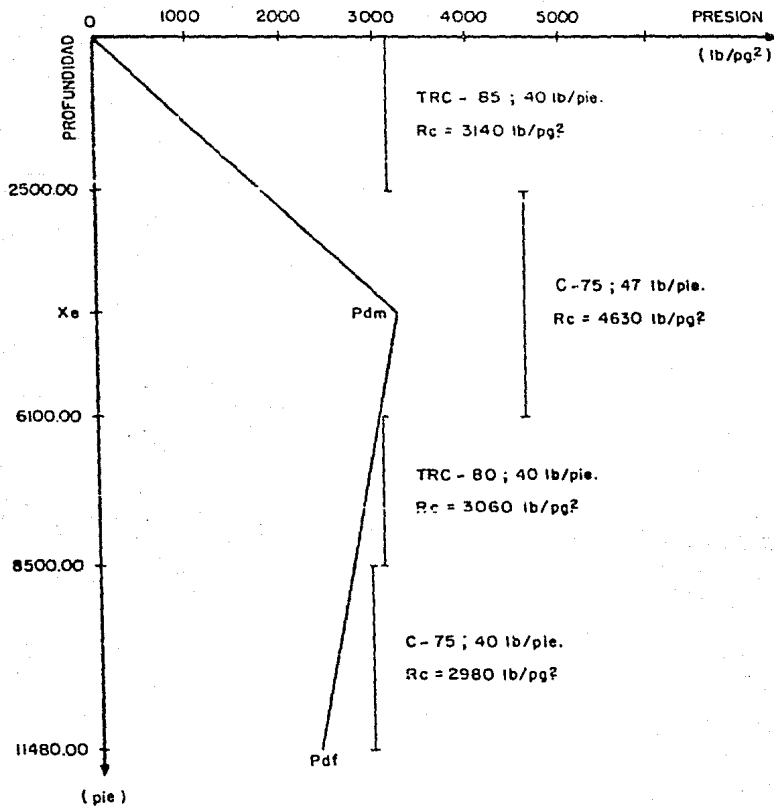


FIGURA I.16
 DISEÑO A PRESION EXTERNA
 (COLAPSO)

Como ya se indicó la tubería se encuentra sometida a tensión y compresión, en el fondo la tubería se encuentra comprimida:

$$\begin{aligned} T_1 &= G_1 * L * A_1 \\ &= 0.65 (11480) (114534) \end{aligned}$$

$$T_1 = - 85465.2708 \text{ lb.}$$

El peso de la tubería C-75 de 40 lb/pie es:

$$\begin{aligned} W_1 &= L_1 P_u \\ &= 2980 (40) \end{aligned}$$

$$W_1 = 119200.00 \text{ lb.}$$

Sumando al peso de la tubería la compresión se tiene:

$$\begin{aligned} T_{1'} &= W_1 + T_1 \\ &= 119200.00 + (-85465.2708) \end{aligned}$$

$$T_{1'} = 33734.7292 \text{ lb.}$$

Puesto que la TRC-80 de 40 lb/pie tiene igual área que la C-75 de 40 lb/pie por lo que no se presenta efecto de flotación y su peso es:

$$\begin{aligned} W_2 &= L_2 * P_u \\ &= 2400 (40) \end{aligned}$$

$$W_2 = 96000.00 \text{ lb.}$$

Por lo que la tensión en la parte superior de la TRC-80, será:

$$\begin{aligned} T_2 &= T_{1'} + W_2 \\ &= 33734.7292 + 96000.00 \end{aligned}$$

$$T_2 = 129734.73 \text{ lb.}$$

La siguiente tubería (C-75 de 47.0 lb/pie), ejerce una compresión (ver figura 1.17.a):

$$\begin{aligned}T_c &= L_3 G_1 (A_2 - A_3) \\ &= 6100 (0.65) (11.4534 - 13.5724) \\ T_c &= - 8401.835 \text{ lb}\end{aligned}$$

Se suma este valor a T_2 y la tensión en la parte inferior de la C-75 de 47.0 lb/pie, es:

$$\begin{aligned}T_{2'} &= T_2 + T_c \\ &= 129734.73 + (-7299.955) \\ T_{2'} &= 121332.89 \text{ lb}\end{aligned}$$

El peso de la tercer sección es:

$$\begin{aligned}W_3 &= L_3 P_u \\ &= 3600.00 (47) \\ W_3 &= 169200.00 \text{ lb.}\end{aligned}$$

De esta manera la tensión a 2500.00 pie es:

$$\begin{aligned}T_3 &= T_{2'} + W_3 \\ &= 121332.89 + 169200.00 \\ T_3 &= 290532.89 \text{ lb.}\end{aligned}$$

En la siguiente se presenta un área diferente, por lo que existe tensión:

$$\begin{aligned}T_{c1} &= G_1 * L_4 (A_3 - A_4) \\ &= 0.65 (2500) (13.5724 - 11.4534) \\ T_{c1} &= 3443.375 \text{ lb}\end{aligned}$$

Que sumada al peso acumulado a 2500.00 pie, se tiene:

$$\begin{aligned} T_{3'} &= T_3 + T_{c1} \\ &= 293532.39 + 3443.375 \end{aligned}$$

$$T_{3'} = 293976.27 \text{ lb}$$

El peso de la tubería TRC-85 de 40 lb/pie es:

$$\begin{aligned} W_4 &= L_4 \text{ Pu} \\ &= (2500.00) (40) \end{aligned}$$

$$W_4 = 100000.00 \text{ lb}$$

Finalmente la tensión total de la sarta será:

$$\begin{aligned} W_t &= T_{3'} + W_4 \\ &= 293976 + 100000.00 \end{aligned}$$

$$W_t = 393976.00 \text{ lb}$$

Los pesos de cada sección, así como la longitud de cada sección se muestra en la figura I.17.a, y I.17.b. Si a los resultados obtenidos se aplica un factor de diseño de 1.8 y el margen de 100000 lb, obteniendo:

	Con Factor	Con Margen
Fondo:		
T_{d1}	$= T_1 * F_t$	$T_{d1} = T_1 + 100000$
	$= -85465.2708 (1.8)$	$= -85465.2708 + 100000$
T_{d1}	$= -153837.49 \text{ lb.}$	$T_{d1} = 14534.73 \text{ lb}$

A 6100 pie:

$$\begin{aligned} T_{d2} &= T_2 F_t \\ &= 129734.73 \quad (1.8) \end{aligned}$$

$$T_{d2} = 233522.51 \text{ lb}$$

$$\begin{aligned} T_{d2'} &= T_2' F_t \\ &= 121332.89 \quad (1.8) \end{aligned}$$

$$T_{d2'} = 218399.20 \text{ lb}$$

$$\begin{aligned} T_{d2} &= T_2 + 100000 \\ &= 129734.73 + 100000 \end{aligned}$$

$$T_{d2} = 229734.73 \text{ lb}$$

$$\begin{aligned} T_{d2'} &= T_2' + 100000 \\ &= 121332.89 + 100000 \end{aligned}$$

$$T_{d2'} = 221332.89 \text{ lb}$$

A 2500 pie:

$$\begin{aligned} T_{d3} &= T_3 F_t \\ &= 290532.89 \quad (1.8) \end{aligned}$$

$$T_{d3} = 522559.20 \text{ lb}$$

$$\begin{aligned} T_{d3'} &= T_3' F_t \\ &= 293976.27 \quad (1.8) \end{aligned}$$

$$T_{d3'} = 529157.29 \text{ lb}$$

$$\begin{aligned} T_{d3} &= T_3 + 100000 \\ &= 290532.89 + 100000 \end{aligned}$$

$$T_{d3} = 390532.89 \text{ lb}$$

$$\begin{aligned} T_{d3'} &= T_3' + 100000 \\ &= 293976.27 + 100000 \end{aligned}$$

$$T_{d3'} = 393976.27 \text{ lb}$$

En superficie:

$$\begin{aligned} T_{dt} &= W_t F_t \\ &= 393976.00 \quad (1.8) \end{aligned}$$

$$T_{dt} = 709156.8 \text{ lb}$$

$$\begin{aligned} T_{dt} &= W_t + 100000 \\ &= 393976 + 100000 \end{aligned}$$

$$T_{dt} = 493976.00 \text{ lb}$$

De esta manera se construyeron las líneas de la figura 1.17.b. Por lo que tomando en cuenta las condiciones más críticas, la línea de diseño estará formada por los puntos:

$T_{d1} = 14534.73 \text{ lb}$
 $T_{d2} = 229734.73 \text{ lb}$
 $T_{d2'} = 221332.89 \text{ lb}$
 $T_{d3} = 522959.20 \text{ lb}$
 $T_{d3'} = 529157.29 \text{ lb}$
 $T_{dt} = 709156.80 \text{ lb}$

De esta manera se construyó la línea de diseño que se muestra en la figura I.17.c.

Las tuberías seleccionadas existen con los siguientes coples:

RESISTENCIAS EN COPLES (lb)

GRADO	PESO lb/pie	COPE LARGO ROSCA REDONDA	COPE NORMAL ROSCA BUTTRESS	HYDRIL SEU	HYDRIL T.S.
TRC-85	40.0	773000	1000000		
C-75	47.0	852000	1098000	1217000	962000
TRC-80	40.0	729000	947000		
C-75	40.0	694000	926000	1031000	760000

De acuerdo con estos datos, los coples seleccionados y el diseño final -- por tensión se muestra en la figura I.18.

Del diseño obtenido solo resta efectuar las correcciones por efecto de carga axial que afecta la resistencia al colapso y presión interna, esto se hace aplicando la ecuación de la elipse de Holmquist y Nadai^B, en que:

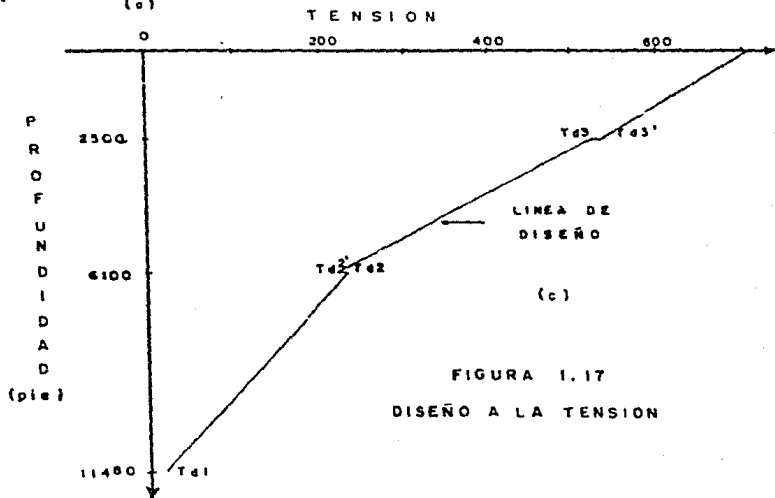
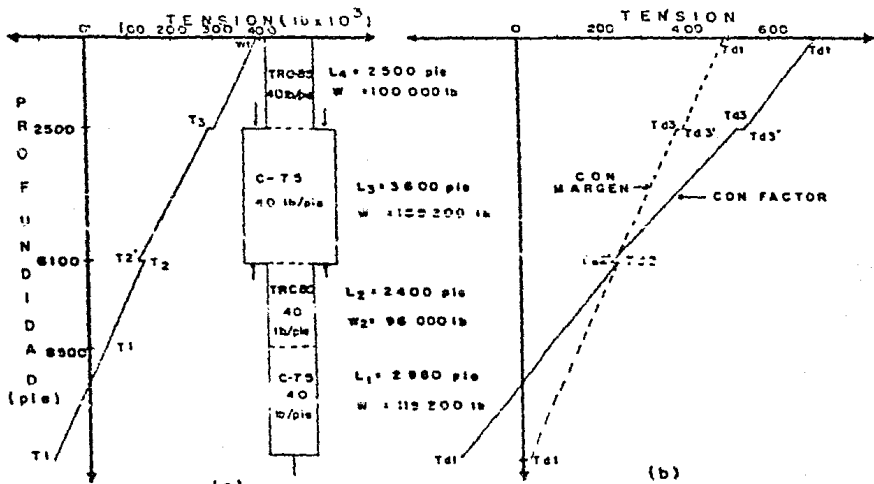


FIGURA 1.17
 DISEÑO A LA TENSION

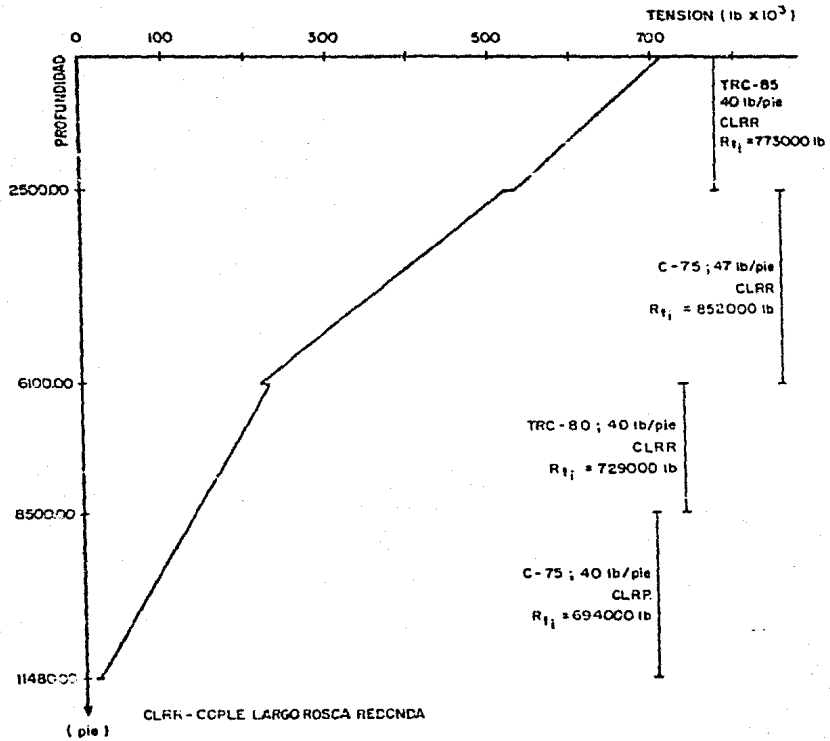


FIGURA I. 18
SELECCION DE JUNTAS QUE SOPORTEN
LAS CARGAS DE TENSION

$$X = \frac{L_s P_u}{Y_m A_s}$$

$$Y = (1 - 0.75 X^2)^{0.5} - 0.5X$$

Una vez obtenido el valor de Y se afecta la resistencia a presión interna y colapso:

$$P_{ic} = Y R_i$$

$$P_{cc} = Y R_c$$

Y se procede a determinar la longitud de la sección, si sufre modificación se corrige, esta longitud.

Por lo tanto la corrección al colapso será:

Para la C-75, 40 lb/pie, a 8500.00 pie:

$$X = \frac{2980 (40)}{(11.4534) (75000)} = 0.139 \quad Y = 0.924$$

$$P_{cc} = 2980 (0.924)$$

$$P_{cc} = 2753.52 \text{ lb/pg}^2$$

Para la TRC-80, 40 lb/pie, a 8500.00 pie:

$$X = \frac{2980 (40)}{(11.4534) (80000)} = 0.129 \quad Y = 0.929$$

$$P_{cc} = 3060 (0.929)$$

$$P_{cc} = 2842.74 \text{ lb/pg}^2$$

A 6100.00 pie:

$$X = \frac{(2980) (40) + (2400) (40)}{(11.4534) (80000)} = 0.234 \quad Y = 0.862$$

$$Pcc = 3060 (0.862)$$

$$Pcc = 2637.72 \text{ lb/pg}^2$$

La C-75 de 47 lb/pie, a 6100.00 pie:

$$X = \frac{(5380) (40)}{(13.5724) (75000)} = 0.211 \quad Y = 0.878$$

$$Pcc = 4630 (0.878)$$

$$Pcc = 4065.14 \text{ lb/pg}^2$$

a 2500.00 pie:

$$X = \frac{(5380) (40) + (3600) (47)}{(13.5724) (75000)} = 0.376 \quad Y = 0.757$$

$$Pcc = 4630 (0.757)$$

$$Pcc = 3504.91 \text{ lb/pg}^2$$

La TRC-85 de 40 lb/pie, a 2500.00 pie:

$$X = \frac{(5380) (40) + (3600) (47)}{(11.4534) (85000)} = 0.393 \quad Y = 0.744$$

$$Pcc = 3140 (0.744)$$

$$Pcc = 2336.16 \text{ lb/pg}^2$$

Finalmente la TRC-85 de 40 lb/pie en la superficie:

$$X = \frac{(7880) 40 + 3600 (47)}{(11.4534) (85000)} = 0.495 \quad Y = 0.657$$

$$P_{cc} = 3140 (0.657)$$

$$P_{cc} = 2062.98 \text{ lb/pg}^2$$

Estas correcciones se muestran en la figura I.19, en que se observa que la TRC-80 de 40 lb/pie no soporta la presión de colapso debida a la carga -- axial y por lo tanto esta tubería será eliminada del diseño.

De manera similar se efectúa la corrección por carga axial en presión interna:

Para la C-75, 40 lb/pie, a 8500 pie:

$$X = -0.139 \quad (\text{debido a que en presión interna la tubería se encuentra en tensión}).$$

$$Y = 1.062$$

$$P_{ic} = (1.062) (5390)$$

$$P_{ic} = 5724.18 \text{ lb/pg}^2$$

Para la TRC-80, 40 lb/pie a 8500 pie:

$$X = -0.129$$

$$Y = 1.058$$

$$P_{ic} = (1.058) (5745)$$

$$P_{ic} = 6078.21 \text{ lb/pg}^2$$

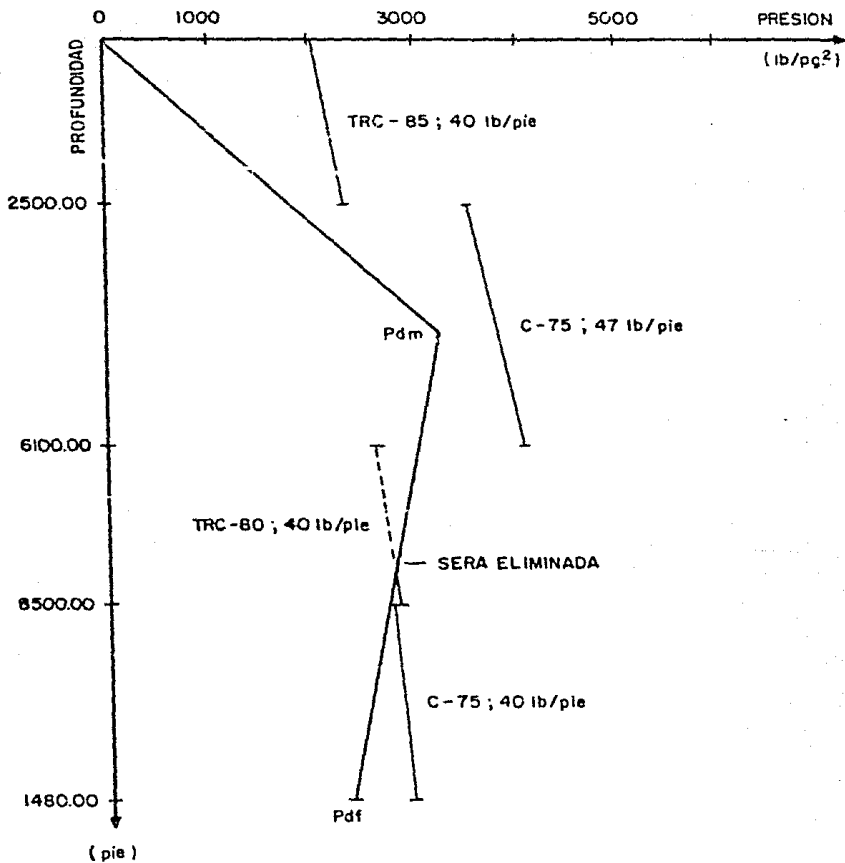


FIGURA I.19
 EFECTO DE LA CARGA AXIAL SOBRE
 LA PRESION EXTERNA

a 6100.00 pie:

$$X = -0.234$$

$$Y = 1.096$$

$$\text{Pic} = 1.096 (5745)$$

$$\text{Pic} = 6296.52 \text{ lb/pg}^2$$

La C-75 de 47 lb/pie, a 6100.00 pie:

$$X = -0.211$$

$$Y = 1.089$$

$$\text{Pic} = (1.089) (6440)$$

$$\text{Pic} = 7013.16 \text{ lb/pg}^2$$

a 2500.00 pie:

$$X = -0.376$$

$$Y = 1.133$$

$$\text{Pic} = 1.133 (6440)$$

$$\text{Pic} = 7296.52 \text{ lb/pg}^2$$

La TRC-85 de 40 lb/pie, a 2500.00 pie:

$$X = -0.393$$

$$Y = 1.137$$

$$\text{Pic} = (1.137) (6105)$$

$$\text{Pic} = 6941.385 \text{ lb/pg}^2$$

Y finalmente en la superficie:

$$X = -0.495$$

$$Y = 1.151$$

$$Pic = 1.151 (6105)$$

$$Pic = 7026.855 \text{ lb/pg}^2$$

Por lo que se deduce que en presión interna no se presenta ningún problema y las correcciones efectuadas, se muestran en la figura 1.20.

Como ya se indicó la tubería TRC-80 de 40 lb/pie, no soporta al efectuar la corrección al colapso (figura 1.19), por lo que es eliminada y la tubería C-75 de 47 lb/pie, aumenta su longitud, ya que quedará de 2500.00 pie a 8500.00 pie, en que si soportara las cargas debidas al colapso y presión interna; en cuanto tensión el peso de la sarta diseñada aumenta, en superficie será de 902160.00 lb (ya con el factor de diseño) y puesto que el CLRR de la TRC-85 de 40 lb/pie, solo resiste hasta 773000.00 lb, se cambia esta junta por CNRB que resiste 1000000.00 lb.

Una vez efectuadas las correcciones ya indicadas, el diseño final quedará como se muestra a continuación:

GRADO	PESO lb/pie	JUNTA	INTERVALO (pie)
TRC-85	40.0	COPLER NORMAL ROSCA BUTTRESS	0.0 - 2500.00
C-75	47.0	COPLER LARGO ROSCA REDONDA	2500.00 - 8500.00
C-75	40.0	COPLER LARGO ROSCA REDONDA	8500.00 - 11480.00

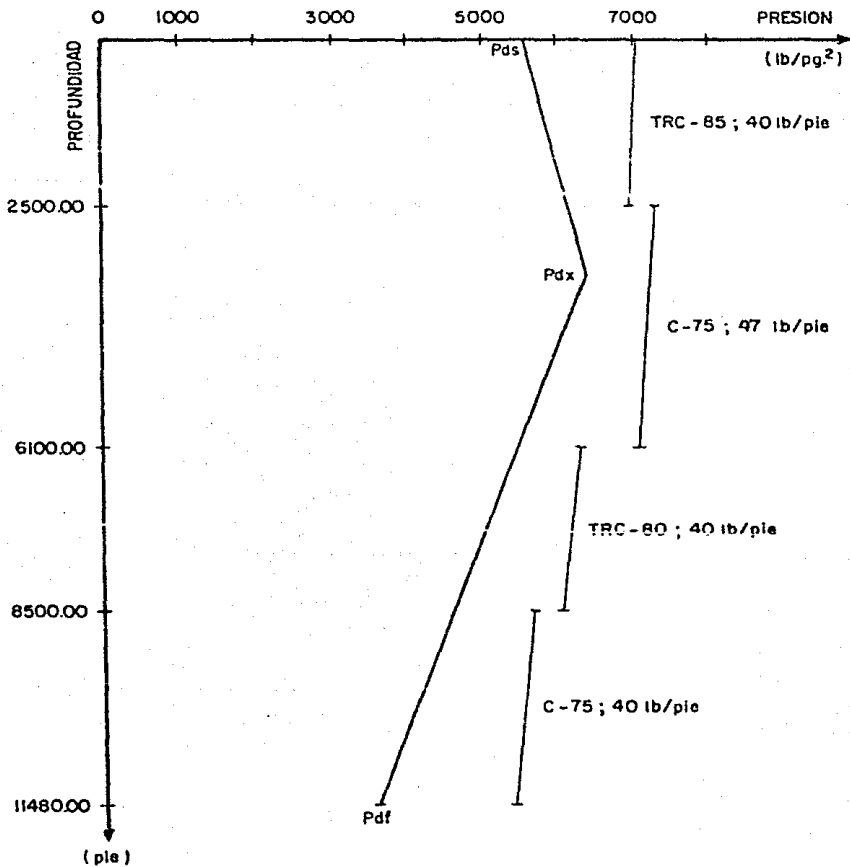


FIGURA I. 20
 EFECTO DE LA CARGA AXIAL SOBRE
 LA PRESION INTERNA

1.7 NOMENCLATURA.

At	Area de la sección transversal de la tubería en flexión	pg ²
A _i	Area de la sección transversal de la tubería i (i = 1, 2 ... n)	pg ²
As	Area de la sección transversal de la tubería	pg ²
A _{ct}	Area de la tubería conectada	pg ²
Ac	Area de la conexión	pg ²
d	Diámetro exterior	pg
dc	Diámetro de la conexión	pg
d _{ct}	Diámetro de la tubería conectada	pg
di	Diámetro interno	pg
E	Módulo de elasticidad	lb/pg ²
Es	Esfuerzo debido a la desviación de la tubería	lb/pg ²
Ec	Esfuerzo sobre la conexión	lb
E _{ct}	Esfuerzo en la conexión de la tubería	lb
e _t	Eficiencia a la tensión.	Adim
F _f	Factor de flotación	Adim
F	Fuerza de fricción de la tubería de revestimiento	lb

F_t	Factor de diseño a la tensión	Adim
FS	Factor de seguridad (1 lb/gal)	lb/gal
F_i	Factor de diseño a la presión interna	Adim
Fc	Factor de diseño al colapso	Adim
Fct	Factor de trabajo al colapso	Adim
Fttc	Factor de trabajo a la tensión en el cuerpo	Adim
F_{ttj}	Factor de trabajo a la tensión en la junta	Adim
F_{tj}	Factor de diseño en la junta	Adim
F_{tc}	Factor de diseño en el cuerpo	Adim
G	Gradiente de gas	lb/pg ² /pie
G_g	Gradiente de gas	lb/pg ² /pie
G_{le}	Gradiente de fluido de perforación de la siguiente etapa	lb/pg ² /pie
G_l	Gradiente del fluido de perforación usado	lb/pg ² /pie
G_s	Gradiente del fluido de respaldo	lb/pg ² /pie
GF	Densidad equivalente de gradiente de fractura	lb/gal
G_f	Gradiente de fractura en la estimulación	lb/pg ² /pie
K	Constante	lb
Le	Profundidad de la siguiente etapa	pie

L	Profundidad	pie
Lp	Profundidad a la cual se estabilizan las presiones durante una pérdida de circulación	pie
Li	Longitud máxima por colapso de la sección i (i =1 ... n)	pie
LS	Longitud de sección de tubería	pie
N	Fuerza Normal	lb
P _b	Presión de ruptura	lb/pg ²
PV	Proyección vertical del pozo	pie
Pu	Peso unitario de la tubería	lb/pie
PI	Presión de Inyección	lb/pg ²
Ps	Presión superficial	lb/pg ²
Px	Presión a la profundidad X	lb/pg ²
Pfr	Presión del fluido de respaldo en el fondo	lb/pg ²
Pxr	Presión del fluido de respaldo a la profundidad X	lb/pg ²
Prs	Presión resultante en superficie	lb/pg ²
Prx	Presión resultante a la profundidad X	lb/pg ²
Prf	Presión resultante en el fondo	lb/pg ²
Pds	Presión de diseño en superficie	lb/pg ²
Pdx	Presión de diseño a la profundidad X	lb/pg ²
Pdf	Presión de diseño en el fondo	lb/pg ²
Pc	Presión de colapso de diseño	lb/pg ²

Pe	Presión en el fondo ejercida por el fluido de perforación para equilibrar la presión de formación	lb/pg ²
Pcm	Presión de colapso máxima	lb/pg ²
Pcf	Presión de colapso en el fondo	lb/pg ²
Pdm	Presión de diseño al colapso máximo	lb/pg ²
Pdf	Presión de diseño al colapso en el fondo	lb/pg ²
Pic	Presión interna corregida por carga axial	lb/pg ²
Pcc	Presión de colapso corregida por carga axial	lb/pg ²
P _f	Presión de fondo máxima	lb/pg ²
Pmi	Presión interna máxima (tubería intermedia)	lb/pg ²
Pi	Presión interna de diseño	lb/pg ²
PH	Proyección Horizontal	pie
Pme	Presión interna máxima (tubería de explotación)	lb/pg ²
Rtc	Resistencia a tensión en el cuerpo	lb/pg ²
Rc	Resistencia al colapso	lb/pg ²
R	Radio de flexión	pie
R _i	Resistencia a la presión interna	lb/pg ²
Rcc	Resistencia al colapso corregida	lb/pg ²
R _{tj}	Resistencia a tensión en la junta	lb/pg ²
S	Esfuerzo de tensión del acero	lb/pg ²
t	Espesor de la tubería	pg

T	Tensión de la sarta de revestimiento	lb
To	Tensión en la superficie	lb
Tc	Tensión debida a la curvatura	lb
T ₂₀₀₀	Tensión a 2000 pie de profundidad	lb
Tw	Tensión debida al peso propio de la tubería	lb
T _f	Tensión debida a la fricción	lb
T _j	Tensión en la conexión	lb
T _i	Tensión o compresión de la sección i (i= 1 ...n)	lb
T _{di}	Tensión de diseño de la sección i	lb
Tdt	Tensión de diseño total de la sarta	lb
W	Peso de la sarta de revestimiento	lb
W _{tf}	Peso de la tubería considerando flotación	lb
W _i	Peso de la sección i	lb
W _t	Peso total de la sarta de tuberías de revestimiento	lb
X _i	Profundidad de la columna del fluido de perforación	pie
X _e	Profundidad a que llegaría el fluido de perforación de la siguiente etapa para controlar una posible pérdida	pie
X	Ordenada al origen de la elipse del esfuerzo biaxial	Adim

Y	Abscisa de la elipse de esfuerzo biaxial	Adim
Y _m	Esfuerzo mínimo de cedencia	lb/pg ²
Y _g	Profundidad de la columna de gas	pie
Y _a	Esfuerzo de cedencia medio	lb/pg ²
ΔL	Incremento de la longitud por flexión	pie
ΔT	Incremento en la tensión de la T. R.	lb
θ	Angulo de desviación del pozo	°/100 pie
μ	Coefficiente de fricción	Adim
ρ_e	Densidad del fluido de perforación de la siguiente etapa	lb/gal
ρ	Densidad de fluido de perforación en uso	lb/gal
ρ_f	Densidad del fluido fracturante	lb/gal
ρ_a	Densidad del acero (65.44 lb/gal)	lb/gal

II. FALLAS POR COLAPSO

II.1 GENERALIDADES.

Como se indicó en el capítulo I, las sartas de tuberías de revestimiento se diseñan para soportar los esfuerzos de:

1. Colapso
2. Presión interna.
3. Tensión.

En la industria petrolera, las fallas de las tuberías debidas al colapso llegan a presentarse principalmente en formaciones plásticas.

En esta parte del trabajo se analiza el origen de algunas de estas fallas y la manera en que pueden ser evitadas.

Generalmente los pesos y grados de tuberías de revestimiento, que se pueden usar en el diseño de un aparejo de revestimiento, se seleccionan en base a la máxima presión de colapso que la sección de ademe más profunda deberá resistir y la máxima presión interna a la cual la sarta quedará sujeta.

La sarta se diseña del fondo del agujero hasta la superficie considerando el factor de seguridad.

El colapso de las tuberías de ademe ocasionado por el flujo plástico (se presenta en pozos perforados en formaciones como lutitas y domos salinos)

puede prevenirse seleccionando tuberías de revestimiento mas pesadas y -- de más alto grado. Por lo que es necesario considerar en el diseño los esfuerzos que ejercen las formaciones plásticas.

El cálculo de la presión de colapso se efectúa mediante la fórmula:

$$P_c = 0.052 \cdot P \cdot L + F_c \text{ ----- II.1}$$

Todas las tuberías presentan un valor específico de resistencia al colapso, dependiendo del tamaño, peso y grado de la tubería. Esta es la presión externa que la tubería puede soportar sin ceder, sin embargo, si sometemos a la tubería a una carga de tensión mientras aplicamos presión -- externa, el valor de resistencia se reduce, en la figura II.1 se observa que el "estiramiento" de la tubería reducirá su capacidad de resistir pre sión externa. La carga en un solo eje se denomina uniaxial, por lo tanto la combinación de dos cargas en diferentes ejes es llamada biaxial, o también es conocida como carga por tensión axial.

La reducción de la resistencia a la presión de colapso debida a la ten-- sión axial se calcula mediante la expresión:

$$P_{ca} = P_c \left[1 - 0.75 \left(\frac{S_a}{Y_m} \right)^2 \right]^{0.5} \cdot 0.5 \left[\frac{S_a}{Y_m} \right] P_c \text{ --- II.2}$$

Esta ecuación se basa en la teoría de esfuerzo máxima de la teoría ex-- puesta por Hecky-Von Mises⁹.

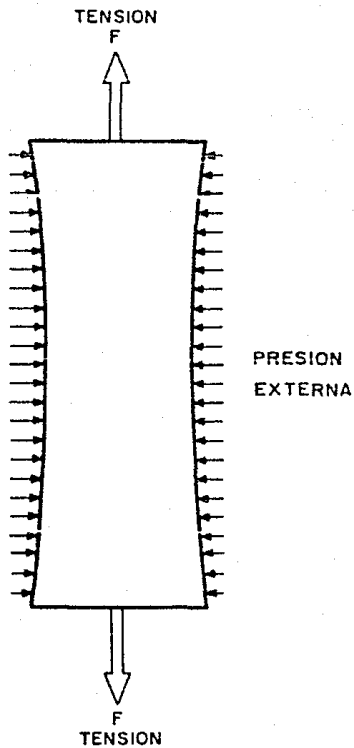


FIGURA II. 1
EFFECTO DE LA CARGA DE TENSION EN UNA TUBERIA
SOMETIDA A PRESION EXTERNA

II.2 TIPOS DE COLAPSO

De manera general, la presión externa a que es sometida una tubería, no necesariamente debe ocasionar un aplastamiento o rompimiento de esta para estar en la zona de falla.

El colapso en función de su magnitud se clasifica en:

Colapso elástico.

Se considera a aquella presión ejercida sobre el tubo, que no llega a ocasionar una deformación permanente.

Colapso plástico.

Este tipo de colapso ocasiona a la tubería una deformación permanente (no recobra su forma original).

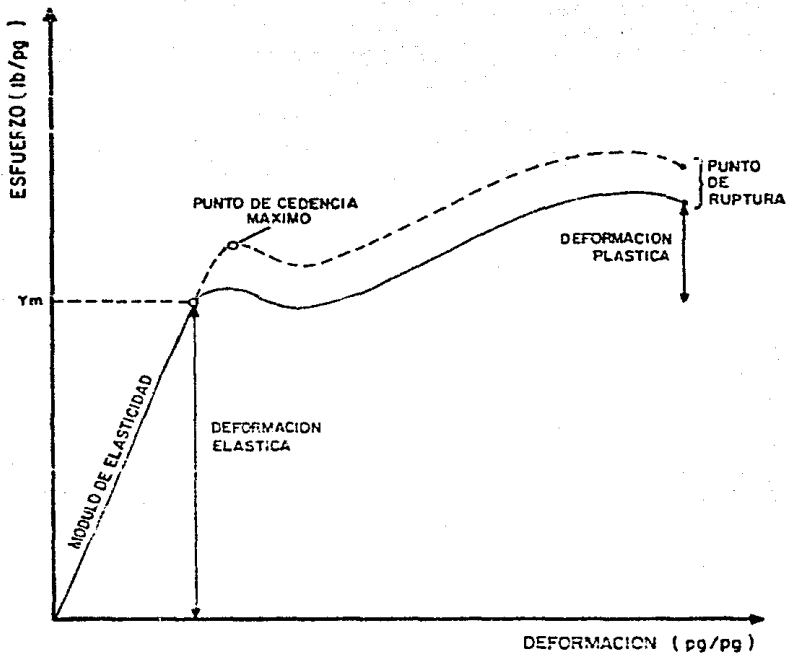
Colapso de transición.

Es la zona existente entre el colapso elástico y plástico.

Ultimo esfuerzo de colapso.

Es aquel esfuerzo que llega a ocasionar un aplastamiento permanente de la tubería, hasta llegar a ocasionar la ruptura.

Una manera un poco más clara de diferenciar estos tipos de colapso se observa en la figura II.2.



ESFUERZO = DEFORMACION * MODULO DE ELASTICIDAD

ALARGAMIENTO = DEFORMACION * LARGO

FIGURA II. 2
TIPOS DE COLAPSO

11.3 COLAPSO EN FORMACIONES PLASTICAS.

Las formaciones plásticas requieren un riguroso cuidado desde su perforación, principalmente al perforar pozos direccionales.

Grandes pasos se han dado en cuanto a los diseños de pozos que son perforados a través de zonas plásticas. El ingeniero debe tener un entendimiento de los mecanismos de flujo de sal y las fuerzas que pueden ser ejercidas sobre la tubería de revestimiento. Esto se indicará más adelante y se aclarará con un ejemplo.

Las fallas de las tuberías de revestimiento, por colapso, se pueden atribuir a dos causas:

- * Fallas relacionadas al esfuerzo del acero de la tubería de revestimiento o por un mal diseño.
- * Fallas debidas a la inestabilidad estructural de la formación.

Cuando una formación es perforada y los esfuerzos resultantes sobrepasan el esfuerzo de cedencia de la roca, dos efectos combinados causan la reducción del diámetro del agujero, estos son:

1. El cierre inicial debido a la deformación elástica de la roca.
2. El deslizamiento de la roca.

Al atravesar una formación plástica se presenta una carga de colapso no uniforme^{9, 10} aplicada en intervalos diametralmente opuestos sobre la tubería de revestimiento. La extensión de los intervalos sobre los - -

cuales este colapso está aplicado es afectado por la geometría del agujero y las propiedades mecánicas de la roca de la formación. En la figura II.3 se indica como actúan las cargas por colapso no uniformes, debidas al movimiento de la formación.

La carga adicional que ejercen las formaciones plásticas, sobre las tuberías de revestimiento, se pueden estimar con la ecuación⁹ siguiente:

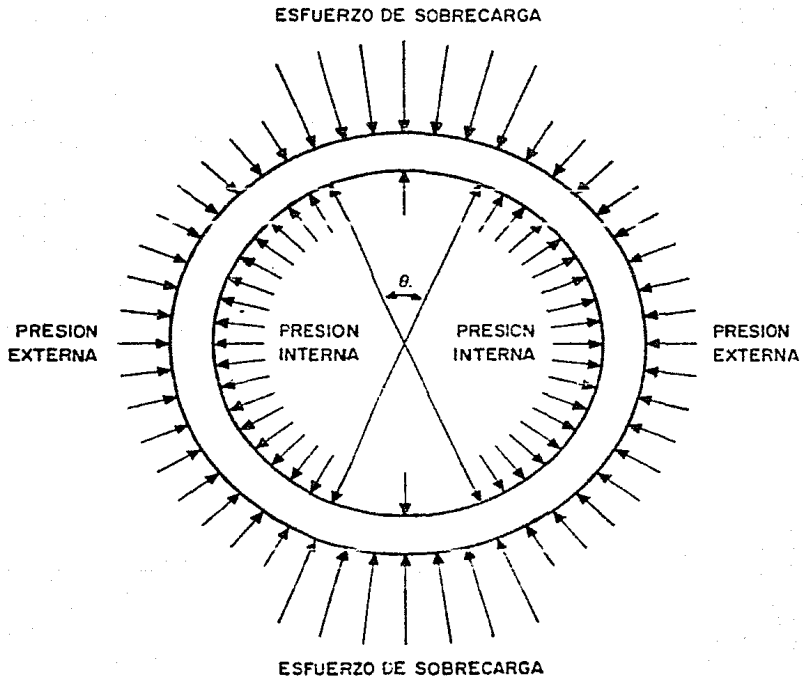
$$C_c = \Delta P d^2 \left[\frac{1}{162 (d * t)} \right] + \frac{K}{91} \text{ ----- II.3}$$

Y la reducción del diámetro interior debido a la deformación elástica bajo la carga de colapso no uniforme⁹ puede ser calculada con:

$$R_d = (0.6) \frac{\Delta P R^2}{E t} \text{ ----- II.4}$$

En un diseño de tuberías de revestimiento para ser instaladas en formaciones plásticas, al esfuerzo calculado con la ecuación II.2 se debe sumar el esfuerzo calculado normalmente. (Estas ecuaciones y su deducción se encuentran en las referencias).

El mayor esfuerzo de colapso, ocurre al colocar una tubería de revestimiento a lo largo de formaciones plásticas. En estos casos las formaciones ejercen el esfuerzo de sobrecarga, cuyo gradiente se estima en 1 lb/pg²/pie, este gradiente influye sobre la presión ejercida por la formación, ya que al aumentar la profundidad del pozo, el espesor de pared debe de aumentar para prevenir el colapso plástico. Tuberías de revestimiento con espesor de pared relativamente delgado pueden ser usadas a lo largo de zonas someras.



θ . ANGULO DE CONTACTO ENTRE LA FORMACION SALINA Y LA T.R.

FIGURA II. 3
CARGAS DE COLAPSO NO UNIFORME

De lo anterior se puede concluir que al diseñar tuberías de revestimiento por colapso, cuando estas están expuestas a formaciones plásticas, se deben incluir en los cálculos los esfuerzos adicionales por cargas no uniformes o desviaciones.

También para evitar este problema es conveniente efectuar una buena cementación, el uso de cloruro de sodio en las lechadas de cemento¹¹ ha sido practicada por varios años, especialmente en zonas de domos salinos. La sal es usada en las lechadas de cemento para mejorar la adherencia.

II.4 CONSIDERACIONES PARA EVITAR EL COLAPSO.

Para evitar las fallas por colapso, como ya se indicó, la selección del espesor adecuado de tubería al aumentar la profundidad, al igual que una buena cementación (adherencia adecuada), son armas que se disponen para reducir las probables fallas. De la misma manera efectuar diseños considerando el efecto de las formaciones plásticas, nos ayudan a reducir los riesgos.

Sin embargo, esto no es suficiente para evitar las fallas por colapso de la tubería de revestimiento y por la importancia del problema, se han diseñado tuberías especiales para estas situaciones, a la par con el progreso en las técnicas para el desarrollo de pozos petroleros en formaciones plásticas.

Para tal fin, varias compañías han desarrollado técnicas para la fabricación de tuberías que cumplan con las especificaciones y necesidades de trabajo requeridas.

Como ejemplo de estas tuberías, podemos citar las siguientes¹³:

NK V-150
NK K-125
NK T-95
NK S-135
TAC - 95
TAC - 110
T - 125
T - 140
T - 150

El empleo de tuberías de importación se ha restringido actualmente por las políticas comerciales y situación financiera del país, reemplazándolas por tuberías de fabricación nacional que han sido diseñadas especialmente para estos trabajos.

La resistencia al colapso de tuberías de fabricación nacional, se pueden calcular aplicando ecuaciones desarrolladas específicamente (TAMSA), como ejemplo se citan las siguientes:

Para la TAC-95

$$R_c = 56795 * e^{-0.10198 (d/t)} \text{ ----- II.5}$$

Para la TAC-110

$$R_c = 76819 * e^{-0.1125 (d/t)} \text{ ----- II.6}$$

En la fabricación de las tuberías se emplean materiales seleccionados para proporcionar un buen endurecimiento, produciendo una estructura uniforme, además de una mejor composición química.

Estas tuberías son sometidas a un templeado interno y externo al igual que un tratamiento térmico de recocido y un alineamiento a base de calor, por lo que poseen propiedades de dureza superiores.

La tubería NK K-125 es comparada en calidad con la P-110 (API) convencional.

Las pruebas a que se encuentran sujetas todas las tuberías son las siguientes 12, 13:

1. Resistencia a la cedencia. (Tensión, presión interna y colapso).
2. Verificación de su diámetro exterior y espesor de pared.
3. Redondez exterior (ovalidad)
4. Uniformidad del espesor de pared (excentricidad).

Para la NK T-95, el valor de resistencia al colapso es calculado mediante las siguientes fórmulas¹².

Para la zona plástica con $\frac{d}{t} \leq 24.5$

$$R_c = 0.935 \left[\frac{313500}{d/t} \right] - 7.77 \quad \text{----- 11.7}$$

Para la zona elástica con $\frac{d}{t} > 24.5$

$$R_c = 0.967 \left[\frac{2 E}{1 - \nu^2} \right] * \left[\frac{d}{t} \left[\frac{d}{t} - 1 \right] \right] \quad \text{----- 11.8}$$

Para el resto de las tuberías NK, se utilizan expresiones similares variando los valores de las constantes en función del grado (calidad del acero), la relación $\frac{d}{t}$ se mantiene.

A continuación se da una lista de los parámetros que se emplean en el cálculo de las presiones de colapso de las tuberías, de acuerdo con las fórmulas estipuladas en el boletín 5C3 del API¹⁴.

- Resistencia a la cedencia por la presión de colapso.

$$P_y = 2 Y_m \left[\frac{\left[\frac{d}{t} - 1 \right]}{\left[\frac{d}{t} \right]^2} \right] \text{----- II.9}$$

GRADO	RANGO DE $\frac{d}{t}$
H-40	16.44 y menor
J-55, K-55	14.80 y menor
C-75	13.67 y menor
N-80	13.38 y menor
NK TAC-90	13.01 y menor
C-95, NKT-95	12.83 y menor
P-110, NKK-95	12.42 y menor
NK S-135	11.90 y menor
NK V-150	11.67 y menor

- Presión de colapso plástico¹⁴.

$$P_p = Y_m \left[\frac{A}{\frac{d}{t}} - B \right] - C \text{----- II.10}$$

GRADO	FACTOR			RANGO
	A	B	C	
H-40	2.95	0.0463	755	16.44 a 26.62
J-55, K-55	2.99	0.0541	1205	14.80 a 24.99
C-75	3.060	0.0642	1805	13.67 a 23.07

N-80	3.070	0.0667	1955	13.38 a 22.46
NK AC-90	3.106	0.0718	2254	13.01 a 21.96
C-95, NK LT-95	3.125	0.0745	2405	12.83 a 21.21
P-110, NK LT-110	3.160	0.0820	2855	12.42 a 20.29
NK S-135	3.280	0.0945	3600	11.90 a 19.14
NK V-150	3.335	0.1020	4055	11.67 a 18.57

- Presión de colapso de transición¹⁴.

$$P_t = Y_m \left[\frac{F}{\frac{d}{t}} - G \right] \quad \text{-----} \quad \text{II.11}$$

GRADO	FACTOR		RANGO
	F	G	
H-40	2.047	0.03125	26.62 a 42.70
J-55, K-55	1.990	0.03600	24.99 a 37.20
C-75	1.985	0.04170	23.09 a 32.05
N-80	1.978	0.04340	22.46 a 31.05
NK AC-90	2.017	0.04660	21.69 a 29.18
C-95, NK LT-95	2.047	0.04900	21.21 a 28.25
P-110, NK LT-110	2.075	0.5350	20.29 a 26.20
NK S-135	2.129	0.06130	19.14 a 23.42
NK V-150	2.170	0.06630	18.57 a 22.12

Presión de colapso elástico¹⁴.

$$P_e = \frac{46.95 * 10^6}{\frac{d}{t} \left[\frac{d}{t} - 1 \right]^2} \quad \text{--- II.12}$$

G R A D O	R A N G O
	$\frac{d}{t}$
H-40	42.70 y mas
J-55, K-55	37.20 y mas
C-75	32.05 y mas
N-80	31.05 y mas
NK AC-90	29.18 y mas
C-95, NK LT-95	28.25 y mas
P-110, NK LT-110	26.20 y mas
NK S-135	23.40 y mas
NK V-150	22.12 y mas

Por lo tanto se puede concluir que los problemas de colapso en formaciones plásticas, pueden ser reducidos mediante el uso del método de diseño adecuado, así como de las tuberías idóneas para este tipo de problema.

Las ecuaciones indicadas, en un momento dado se pueden usar para determinar en que área del colapso se encuentra alguna tubería, a la que se encuentra sometida a algún esfuerzo y de esta manera seleccionar la tubería que más convenga.

11.5 EJEMPLO

Considérese que la sarta de tuberías diseñada en el capítulo I, va a colocarse de los 4920.00 pie a los 6880.00 pie, en una formación plástica. Determine si es necesario modificar el diseño.

Dado que en este intervalo tenemos una C-75 de 47 lb/pie, tenemos un gradiente de sobrecarga de 1.1 lb/pg²/pie, el diámetro exterior es 9.625 pg y el interior 8.681 pg; con un espesor de pared de 0.472 pg; el área de la sección transversal es 13.5548 pg² y el módulo de elasticidad es -- 29.5 x 10⁶ lb/pg².

Entonces:

$$R = \frac{d}{2}$$

$$R = \frac{9.625}{2}$$

$$R = 4.813 \text{ pg.}$$

$$R_a = \frac{d - t}{2}$$

$$R_a = \frac{9.625 - 0.472}{2}$$

$$R_a = 4.577 \text{ pg}$$

$$A_m = \frac{d}{d_i}$$

$$A_m = \frac{9.625}{8.681}$$

$$A_m = 1.109$$

Dado que en todo el intervalo se trata de la misma tubería:

$$K = \frac{(A - R A_m)}{A R (R_a - A_m - A)} - 0.002$$

$$K = \frac{12.5589 - ((4.813) (1.109))}{(12.5589 (4.813)) ((4.577)) 1.109 - (12.5589))} - 0.002$$

$$K = -0.016$$

De tal manera que para el punto a 4920 pie, se tiene:

$$C_c = \Delta P d^2 \frac{1}{162 (d \cdot t)} + \frac{K}{91}$$

$$C_c = \frac{(5412 - 2140.2) (9.625)^2}{162 (9.625) (0.472)} + \frac{-0.016}{91}$$

$$C_c = 358.66 \text{ lb/pg}^2$$

Para el punto a 6800.00 pie:

$$C_c = \frac{(7480 - 2992.8) (9.625)^2}{162 (9.625) (0.472)} + \frac{-0.016}{91}$$

$$C_c = 564.8310 \text{ lb/pg}^2$$

A 4920.00 pie la tubería C-75 de 47 lb/pie tiene una $R_c = 4630.00 \text{ lb/pg}^2$ y se trabaja a 3250 lb/pg^2 (ver capítulo I), por lo que el factor de -- seguridad inicial es:

$$F_{ct} = \frac{R_c}{P_{cx}}$$

$$F_{ct} = \frac{4630}{3250}$$

$$F_{ct} = 1.425$$

De igual manera a 6880.00 pie, se tiene:

$$F_{ct} = \frac{4630}{3050}$$

$$Fct = 1.518 -$$

Considerando el esfuerzo adicional, en el primer caso tendríamos:

$$\begin{aligned} P_c &= P_c + C_c \\ &= 3250 + 358.66 \\ P_c &= 3608.66 \end{aligned}$$

Con un factor de trabajo de:

$$Fct = \frac{4630.00}{3608.66}$$

$$Fct = 1.283$$

Para el segundo caso, el factor de trabajo, será:

$$Fct = \frac{4630}{3050 + 564.83}$$

$$Fct = 1.281$$

Se observa que los factores de trabajo calculados son mayores de Fdc - - (1.125), por lo que no es necesario modificar el diseño. La reducción en diámetro interno de la tubería de revestimiento está definida por:

$$Rd = \frac{(0.6) \Delta PR^4}{E t^3}$$

Para el punto a 4920.00

$$Rd = \frac{(0.6) (3271.8) (4.813)^4}{(29.5 \times 10^6) (0.472)^3}$$

$$Rd = 0.339 \text{ pg}$$

A 6880.00 será:

$$Rd = \frac{(06) (4497.2) (4.813)^4}{(29.5 \times 10^6) (0.472)^3}$$

$$Rd = 0.466 \text{ pg}$$

Los resultados revelan que las cargas por colapso deforman la tubería de revestimiento, reduciendo el diámetro en 0.339 y 0.466 pg a las profundidades de 4920.00 y 6880.00 pie respectivamente; por lo que en la práctica deberá tomarse en cuenta esta reducción. Sin embargo, esta reducción puede ser menor al considerar las cargas de respaldo.

II.6 NOMENCLATURA

A	Area de la sección transversal de pared	pg ²
A _m	Relación de diámetro (d/d _i)	Adim
Cc	Esfuerzo tangencial en la pared de la T.R. debido a la carga de colapso no uniforme (zona plástica)	lb/pg ²
d	Diámetro exterior de la tubería de revestimiento	pg
d _i	Diámetro interior de la tubería de revestimiento	pg
E	Módulo de elasticidad	lb/pg ²
F _{de}	Factor de diseño al colapso	Adim
F _{ct}	Factor de colapso de trabajo	Adim
K	Factor de la tubería (K = (A - RA _m) / (AR (R _a - A _m - A))	Adim
L	Profundidad	pie
P _c	Presión de colapso	lb/pg ²
P _{ca}	Presión de colapso corregido por efecto de carga axial	lb/pg ²
P _y	Resistencia a la cedencia por la presión de colapso	lb/pg ²
P _p	Presión de colapso plástico	lb/pg ²
P _t	Presión de colapso de transición	lb/pg ²
P _e	Presión de colapso elástico	lb/pg ²
R	Diámetro medio ($R = \frac{d}{2}$)	pg
R _a	Radio Promedio de la T.R. ($R_a = \frac{d - t}{2}$)	pg
R _d	Reducción del diámetro debido a la deformación elástica	pg
R _c	Resistencia al colapso	lb/pg ²

S	Gradiente de sobrecarga	lb/pg ² /pie
S _a	Carga por tensión axial	lb
t	Espesor de la tubería de revestimiento	pg
Y _m	Punto de cedencia mínimo de la tubería	lb/pg ²
ΔP	Presión diferencial entre la de formación y la externa	lb/pg ²
ν	Relación de Poisson	
ρ	Densidad del lodo usado	lb/gal

III. DESGASTE DE LA TUBERÍA DE REVESTIMIENTO.

III.1 GENERALIDADES.

El desgaste de la tubería de revestimiento no es un problema nuevo, sin embargo de un tiempo a la fecha este problema ha aumentado debido a las prácticas cada día más severas en la perforación, particularmente en operaciones marinas, es por ello que su estudio y la búsqueda de procedimientos adecuados para cuantificarlo es de suma importancia, así como los medios más eficaces para evitarlo o reducirlo.

El desgaste de la tubería de revestimiento es definido¹⁵ como la remoción de material localizado en el diámetro interior de la tubería de revestimiento, como un resultado de las fuerzas de contacto entre componentes del vástago de perforación y la tubería de revestimiento durante las diferentes operaciones de perforación.

Las conexiones y herramientas que componen el vástago son: La sarta de -- tuberías, juntas, lastrabarrena y barrena.

El desgaste de la tubería de revestimiento puede ocasionar pérdidas significativas, ya que si se permite que éste se acentúe llega a ocasionar fallas.

Dado que la profundidad de los pozos es mayor cada día, esto ocasiona que el desgaste aumente debido a que es necesario utilizar sargas de perforación de mayor longitud cuyos pesos y tensiones aumentan proporcionalmente causando mayores esfuerzos entre la junta y la tubería de revestimiento.

También los pozos con grandes o continuas desviaciones aumentan las cargas de contacto que a su vez incrementan el desgaste de la tubería de ademe.

En realidad el desgaste de la tubería de revestimiento es un problema complejo que involucra variables como¹⁶:

1. La magnitud de la fuerza de contacto.
2. El tamaño y cantidad de partículas (arena) en el fluido de perforación.
3. La composición del fluido de perforación
4. Las características de las superficies en contacto (tipo de acero de la tubería de perforación y revestimiento, dureza de la junta, etc.)
5. El tipo de movimiento (rotacional o longitudinal).
6. La magnitud de la velocidad de rotación.
7. El tiempo que se mantiene el contacto.
8. Diámetro de la tubería de perforación y revestimiento.
9. Temperatura.
10. Efectos químicos.

Las principales empresas de perforación se ocupaban de la máxima resistencia de la tubería de perforación de desgaste y no del desgaste de la tubería de revestimiento.

El uso de juntas con recubrimiento de carburo de tuxteno fue causante -- del aumento del desgaste de la tubería de revestimiento, en algunos casos esta situación se justificaba debido a los costosos trabajos de pesca.

A la fecha el uso de las juntas duras se ha reducido por los problemas -- ocasionados.

En la mayoría de la literatura publicada, se cuantifica el desgaste en -- base a pruebas de laboratorio considerando el mayor número de variables - posibles que intervienen en el problema. Sin embargo, en nuestro medio - poco se ha hecho para prevenir el desgaste de la tubería de revestimiento.

En esta parte del trabajo se trata de indicar la importancia del proble-- ma, analizando las causas, sus efectos y medidas de control, ya que preve nir o reducir el desgaste y el daño causado a las tuberías de revesti-- miento mediante la selección de materiales adecuados escogidos con el di-- seño óptimo, puede resultar en un ahorro de millones de pesos anuales en la industria.

III.2 FACTORES QUE INTERVIENEN EN EL DESGASTE.

Como ya se indicó, son muchas las variables que intervienen en el desgaste de la tubería de revestimiento, que combinados hacen más compleja la evaluación del desgaste, puesto que es difícil controlar todos los parámetros involucrados. Sin embargo hay algunos que presentan mayor influencia que otros en el proceso de desgaste.

El mayor desgaste de la tubería de revestimiento ocurre en pozos con severa desviación (pata de perro).

En pruebas de laboratorio efectuadas, se trató de simular el mayor número de condiciones que prevalecen en los pozos durante la perforación, para que los experimentos realizados fueran más representativos. El contenido de partículas abrasivas en el fluido de perforación contribuye al aumento del desgaste de la tubería de revestimiento. Así mismo el pandeo de la sarta de perforación ocasiona cargas de contacto que con el movimiento contribuyen al desgaste de la tubería de revestimiento.

La fatiga de la tubería de revestimiento es significativa cuando las cargas de contacto son grandes y esto ocurre en:

Desviaciones severas.

Pandeo de la tubería de perforación y/o revestimiento.

Pozos direccionales.

De acuerdo con estudios desarrollados, se ha establecido que la desviación máxima de un pozo vertical no debe exceder los $3^{\circ}/100$ pie en cual-

quier punto¹⁷. Si la desviación es mayor propiciará fallas, que pueden ser de dos tipos:

1. Fatiga de la tubería de perforación debida a los esfuerzos a que se encuentra sometida.
2. Desgaste de las tuberías de perforación y revestimiento.

Mediante observaciones en laboratorio y campo, se determinó un rango de cargas de contacto permisibles para evitar el desgaste de las tuberías; algunos autores sugieren 2000 lb_f como límite para la junta como fuerza de contacto, el cual fue obtenido en base a estudios realizados en pozos direccionales y fallas reportadas en el campo. Este valor es considerado conservador. Otro autor con estudios similares¹⁸ realizados en el área de la costa del golfo, decidió un límite de 3000 lb_f como fuerza de contacto.

Bradley y Fontenot estudiaron los efectos del empuje lateral de la tubería de perforación y líneas de alambre cuando se llegan a utilizar, considerando varios fluidos de perforación con y sin sólidos, usaron protectores de hule en las juntas, además estudiaron en detalle el desgaste de la tubería de revestimiento debido al movimiento longitudinal de la tubería de perforación y línea de alambre; sus principales observaciones son las siguientes:

1. El empuje lateral máximo permisible sobre las juntas es del orden de 2000 lb_f, fuerzas de contacto mayores favorecen el desgaste.
2. El excesivo uso de línea de alambre en los pozos ocasiona desgaste de la tubería de revestimiento.

3. El uso de protectores de hule en las tuberías, en pozos desviados, - reduce el desgaste.

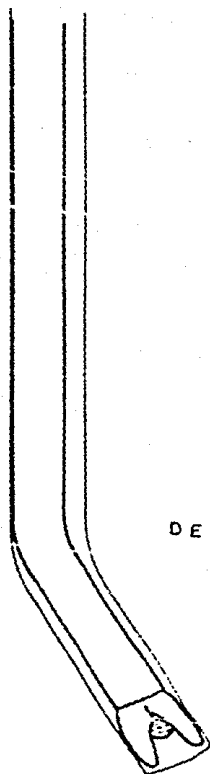
True y Weimer en su estudio¹⁹ consideraron constante el empuje lateral e igual a 2300 lb_f e investigaron un amplio rango de juntas con superficie dura, utilizaron una variedad de fluidos de perforación con y sin adionar arena y usaron también protectores de hule. Una importante conclusión de estos es que las juntas con un recubrimiento "suave" de carburo de tux teno, ocasionan un desgaste mínimo tanto en tubería de revestimiento como en las juntas de perforación.

Los pozos con desviaciones severas generalmente son ademados hasta un intervalo más profundo que incluye la pata de perro.

Hecho esto se continua perforando y las juntas de la tubería de perforación chocan contra las paredes de la tubería de revestimiento por la tensión de la sarta; dado que el desgaste continua, se forma una ranura en la tubería de revestimiento incrementando el área de contacto. Este proceso en una u otra manera aumenta y disminuye la presión de contacto (figura III.1).

El área de contacto debe ser determinada, y se considera área de contacto la localizada entre la curvatura del diámetro interno de la tubería de revestimiento y la junta. Dado que la curvatura de la tubería de revestimiento es pequeña, el área de contacto puede ser supuesta como un arco -- formado con el radio de la junta (normalmente 76 mm).

AREA DE
DESGASTE



DESVIACION

FIGURA III. 1
CONTACTO DE LA TUBERIA DE
PERFORACION CON LA DE REVESTIMIENTO

Para efectuar evaluaciones más precisas del desgaste se llevaron a cabo - mediciones en laboratorio en las que se encontró la relación entre el rit mo de desgaste y la presión de contacto para diferentes tipos de lodo cuyas características fueron conocidas.

III.3 DATOS EXPERIMENTALES.

Para obtener una mayor precisión al evaluar el desgaste en tuberías de revestimiento, se llevó este problema al laboratorio para efectuar las mediciones que permitieran cuantificarlo. Es por ello que se efectuaron pruebas, el experimento²⁰ fue el siguiente:

Se diseñó y construyó una máquina para evaluar el desgaste, el aparato -- fue diseñado para efectuar dos pruebas de desgaste simultáneamente.

Los parámetros que se tomaron en cuenta son:

- Grados de la tubería de revestimiento (K-55 y P-110) .
- Grado de la tubería de perforación (X-95)
- Cantidad y tipo de sólidos en el fluido de perforación.
- La fuerza de contacto entre las tuberías de perforación y revesti-- miento (500, 1000 y 2000 lb_f).
- La velocidad de rotación se conservó constante.
- Los fluidos utilizados fueron agua dulce, agua dulce con 3% de arena, lodos base agua y lodos gelatinizados (sus propiedades se muestran en la tabla III.1²¹).

La selección de las fuerzas de contacto entre la tubería de perforación y de revestimiento, se basó en cálculos que mostraron que una tubería --

Prueba No.	Tipo de lodo	Densidad lb/gal	Viscosidad Plástica	Punto de Cedencia	Gel	% de Sólidos	
						Total	Arena
1	A	8.3					
2	A	8.3					
3	A	8.3					
4	A	8.3					
5	A	8.3					
6	B	8.3					
7	B	8.3					
8	B	8.3					
9	C	13.9 -14.0	62-75	12-15	2/8 - 3/5	18.5-21	0
10	C	13.8 -13.9	67-73	10-15	1/7-2/4	20-20.5	0
11	D	13.0 -14.0	62-83	12-24	0/4-e/11	20-	0
12	E	13.9 -14.2	55-79	8-13	2/4-4/8	18-21	0
13	F	14.0	51.95	4-20	1/4-2/6	18-24	0
14	G	13.9-14.1	64-101	9-18	2/4-2/6	21-23	3
15	G	13.8	57	15	2/6	17-21	3
16	G	13.6 -13.7	42-56	8-13	2/4-2/5	19-20	3
17	G	13.4 -13.6	45-68	11-16	2/4-2/6	19	3 - 3+
18	H	13.5 -13.6	46-54	11-15	2/5	15-21	3
19	B	8.3					
20	I	9.2	10	12	11/18	4	3 - 4.5
21	I	9.4 -9.5	10-11	5-8	7/16-8/22	5	3 - 3.5
22	I	9.4	11	7	9/22	5	3.2 -4

Tipos de Lodo

- A- Agua
- B- Agua inhibida
- C- Lodo base agua de 14 lb/gal
- D- Lodo base agua de 14 lb/gal con 2% de Ca CO₃
- E- Lodo base agua de 14 lb/gal con 5% de Ca CO₃
- F- Lodo base agua de 14 lb/gal con 8% de Ca CO₃
- G- Lodo base agua de 14 lb/gal con 8% de Ca CO₃ y 3% de arena
- H- Lodo base agua de 13.5 lb/gal con 3% de arena
- I- Lodo base agua de 9.3 lb/gal con 3% de arena.

Tabla III.1 . Propiedades de los lodos usados en las pruebas de desgate de T.R.

de perforación de 4 1/2 pulgadas, sometida a una tensión de 250,000 lb., con -- desviaciones de 8°/100 pie, origina fuerzas de contacto del orden de 1000 lb.

En total se efectuaron 22 pruebas, en cada prueba se determinó simultáneamente el desgaste de dos tuberías de revestimiento de grados K-55 y P-110. Durante las pruebas, la velocidad de rotación se conservó constante a 12 rpm (48 pie/min) y el ritmo de circulación fue de 50 gpm.

La duración de las pruebas varió de 6000 a 20000 revoluciones de desgaste (ciclos de desgaste), cada ciclo de desgaste involucró 3 pie de tubería - de revestimiento en contacto con tubería de perforación. El resumen de - los resultados obtenidos se muestran en la tabla III.2 y III.3²⁰ para las tuberías de grado K-55 y P-110 respectivamente.

Los resultados mas representativos del efecto del desgaste se obtuvieron en las pruebas en que se usó como fluido de perforación agua.

Es de importancia resaltar que aumentando la carga de contacto de 500 a - 1000 lb/pie, el desgaste aumenta aproximadamente 33% y al variar la carga de 1000 a 2000 lb/pie el desgaste aumenta considerablemente. De esto se deduce que el desgaste no es lineal y depende de la carga de contacto.

Al utilizar gel no se observa mucha diferencia en el ritmo de desgaste -- al variar la carga de 500 a 1000 lb/pie; el desgaste aumenta en un factor de dos o más, cuando la carga se incrementa a 2000 lb/pie, la arena toma un papel importante en la acción de desgaste.

Prueba No.	Tipo de lodo	Longitud (pie)	Carga Aplicada lb. pie	Promedio acumulativo de profundidad de desgaste (10^{-3} pg) medida despues de miles de ciclos de desgaste															
				2,000	4,000	5,000	5,400	6,000	7,000	8,000	9,000	10,000	11,000	12,000	13,000	14,000	15,000	18000	24000
1	A	5	200	19		39				52			70			87			117
2	A	5	200	18	34			45		59			75						
3	RESULTADOS INVALIDOS			31	36			36											
4	A	1	1,000	26	26			44		55									
5	A	1	1,000					31		37			55	67		81	91	91	
6	B	1	1,000	21	34			47	52		60	64							
7	B	1	2,000	22	46			56		64			76						
8	B	1	500	5	7			11		11			13						
9	C	1	1,000		1			1		2			2				3		5
10	C	1	2,000	1	1					2							3		
11	D	1	1,000					1					1						
12	E	1	2,000		3					4				8					
13	F	1	2,000	1	1			1					2				3		
14	G	1	1,000							2				3					
15	G	1	2,000	1	1			1					2						
16	G	1	500	1	1			1											
17	G	5	370	1	2		2			2			4			5			
18	H	5	425	1						1									
19	B	1	1,000	11	23					35									43
20	I	1	1,000	4	11					13									15
21	I	1	2,000	5	15		24												40
22	I	1	500	9	15					26									28

Tabla III.2. Resultados de las pruebas para la T.R. de grado K-55

Prue ba. No. lodo	Tipo de T.P. pie	Longitud de T.P. lb. pie	Carga Aplicada lb. pie	Promedio acumulativo de profundidad de desgaste (10^{-3} pg) medida despues de miles de ciclos de desgaste															
				2,000	4,000	5,900	5,400	6,000	7,000	8,000	9,000	10,000	11,000	12,000	13,000	14,000	15,000	18000	20000
1	A	5	200	13		23			33			42			53		71		
2	A	5	200	11	20			27	36		43								
3	RESULTADOS INVALIDOS			12	17			17											
4	A	1	1,000	17	18			24	24										
5	A	1	1,000					21	23		34	36		44	48	49			
6	B	1	1,000	13	25			29	31		35	39							
7	B	1	2,000	17	25			33		38									
8	B	1	500	-3	-1				1										
9	C	1	1,000	2	3			4	4		5			6		8			
10	C	1	2,000	3	4				5					7					
11	D	1	1,000	4	5			6			7								
12	E	1	2,000		2				4			5							
13	F	1	2,000	2	4			3			5			6					
14	G	1	1,000	3	3				4			5							
15	G	1	2,000	2	3			4			5								
16	G	1	500	1	1			3											
17	G	5	800	3	4	4			5		6		9						
18	H	5	645	3	5			6		7		8							
19	B	1	1,000	8	15				24										
20	I	1	1,000	7	9				13					17					
21	I	1	2,000	6	9	12			25					17					
22	I	1	500	1	2				4					6					

Tabla III.3 Resultados de las pruebas para la T.R. de grado P-110

De acuerdo con las tablas III.2 y III.3, la adición de barita al fluido de perforación que se efectuó en las pruebas 9 y 10 reduce el desgaste en ambos tipos de tuberías. Para la K-55 el desgaste en agua (A) fue mucho mayor que el desgaste en lodo base agua (F) de 14 lb/gal (1.68 gr/cm³) -- sin sólidos. (Ver tabla III.2).

La tabla III.4²¹ muestra la relación de valores medios y máximos de profundidad de desgaste. La última columna de esta tabla contiene la relación de la máxima profundidad de desgaste sobre la profundidad media de desgaste. Para la tubería de revestimiento de grado K-55, la relación es constante con un valor medio de 1.33; para el grado P-110 el valor medio aumentó a 1.41. A fin de determinar el desgaste de la T.R. por movimiento de la tubería al sacarla e introducirla en el pozo, se simuló una pata de perro a 6000 pie (1829.268 m.) de profundidad, en un pozo de 20000 pie (6097.561 m.), se estimó un tiempo de viaje de un día (promedio). Tomando en cuenta esto, al efectuar un viaje la longitud de tubería que se encuentra debajo de la pata de perro (14000 pie) sufre mayor daño, por lo que se dice que un viaje origina el movimiento de 28000 pie de tubería a través de la pata de perro, se ha determinado²⁰ que sólo el 10% de la longitud del cuerpo de la tubería de perforación causó contacto de desgaste, en el punto de la pata de perro, es por ello que la longitud en contacto durante el viaje es de aproximadamente el 10% de la tubería que pasa por la desviación, para el experimento fue 2800 pie/día.

Los coeficientes de desgaste medidos se muestran en las tablas III.5²⁰, para todas las pruebas. Es de suma importancia indicar que para el - -

T.R.	Prueba No.	Profundidad acumulativa de desgaste al término de la prueba (µg)				Máxima Profundidad de Desgaste	Promedio		
		Promedio	Máximo	Mínimo	Desviación: medida (%)				
K-25	1	0.117	0.159	0.062	20	1.19	1.33		
	2	0.075	0.100	0.040	40	1.33			
	4	0.055	0.072	0.029	39	1.31			
	5	0.070	0.125	0.025	45	1.39			
	6	0.063	0.077	0.059	31	1.22			
	7	0.076	0.100	0.059	42	1.32			
	19	0.045	0.059	0.011	56	1.37			
	20	0.029	0.041	0.000	71	1.41			
	21	0.048	0.067	0.012	57	1.40			
	22	0.033	0.046	0.010	55	1.39			
	P-110	1	0.071	0.055	0.045	25		1.17	1.41
		2	0.043	0.055	0.025	31		1.26	
4		0.024	0.059	0.005	65	1.52			
5		0.040	0.075	0.011	58	1.55			
6		0.038	0.047	0.025	32	1.24			
7		0.042	0.056	0.021	44	1.38			
19		0.024	0.031	0.015	35	1.29			
20		0.016	0.022	0.004	55	1.37			
21		0.017	0.025	0.005	43	1.35			
22		0.006	0.011	0.000	92	1.65			

Tabla III.4 Relación de valores medios y máximos de profundidad de desgaste.

Grado T.R.	Prueba No.	Tipo de Codo	Carga Aplicada (lb/pie)	Ciclos Acumulativos de desgaste	Coefficientes de desgaste $\text{pg}^3/\text{pie-lb-día}$ ($\times 10^{-4}$)
	1	A	200	22,700	7.3
	2	A	200	12,000	9.2
	4	A	1,000	8,000	1.3
	5	A	1,000	15,000	1.5
	6	B	1,000	10,000	1.2
	7	B	2,000	10,000	0.62
	8	B	500	10,000	0.40
K-55	9	C	1,000	18,000	0.02
	10	C	2,000	11,000	0.01
	11	D	1,000	10,000	0.02
	12	E	2,000	12,000	0.01
	13	F	2,000	14,000	0.02
	14	G	1,000	12,000	0.02
	15	G	2,000	10,000	0.01
	16	G	500	8,000	0.05
	17	G	500	11,000	0.12
	18	H	425	10,000	0.09
	19	B	1,000	8,000	1.1
	20	I	1,000	10,000	0.40
	21	I	2,000	10,000	0.62
	22	I	500	10,000	1.1

Grado T.R.	Prueba No.	Tipo de Codo	Carga Aplicada (lb/pie)	Ciclos Acumulativos de desgaste	Coefficientes de desgaste $\text{pg}^3/\text{pie-lb-día}$ ($\times 10^{-4}$)
	1	A	200	22,700	3.7
	2	A	200	10,000	4.1
	4	A	1,000	8,000	0.61
	5	A	1,000	15,000	0.57
	6	B	1,000	10,000	0.83
	7	B	2,000	10,000	0.52
	8	B	500	10,000	0.33
P-110	9	C	1,000	18,000	0.05
	10	C	2,000	11,000	0.02
	11	D	1,000	10,000	0.01
	12	E	2,000	12,000	0.01
	13	F	2,000	14,000	0.01
	14	G	1,000	12,000	0.02
	15	G	2,000	10,000	0.01
	16	G	500	8,000	0.25
	17	G	500	11,000	0.65
	18	H	645	10,000	0.09
	19	B	1,000	8,000	0.36
	20	I	1,000	10,000	0.07
	21	I	2,000	10,000	0.08
	22	I	500	10,000	0.13

Tabla III.5 Coeficientes de desgaste medidos.

cálculo de estos coeficientes se supuso que el ritmo de desgaste es directamente proporcional a la carga de contacto, lo cual como ya se mencionó no es real.

La tabla III.6²¹ muestra los coeficientes de desgaste calculados en mediciones efectuadas en el campo, estos coeficientes son mayores que los mostrados en la tabla III.5 para condiciones similares.

En las pruebas efectuadas, se utilizó tubería de perforación de 4 1/2 pg y tubería de revestimiento de 9 5/8 pg con diferentes cargas de contacto y fluidos de perforación.

La representatividad y consistencia de los resultados obtenidos permitió concluir que²²:

1. El ritmo de desgaste es mayor en agua, algo menor en fluido de perforación con arena y mucho menor en gel.
2. El desgaste de las tuberías no es proporcional a la carga de contacto.
3. La profundidad máxima de desgaste es aproximadamente, un tercio mayor que la profundidad media de desgaste.
4. Los coeficientes de desgaste determinados a partir de pruebas en laboratorio son mucho menores que los coeficientes de desgaste determinados a partir de datos de campo.

T.R.	Diámetro (pg)	Desgaste		Profundidad final (pie)	Punto de desgaste (pie)	Severidad de la pata perra (°/pie)	Tensión en la Sarta (lb)	N Días en Operación (días)	Cuv Coeficiente de desgaste (pg ³ /lb-pie-día)						
		Profundidad (pg)	Volumen (pg ³)												
7 pg P-110	3½	0.165	2.96	23,455	15,708	0.069	49,000	142	2.37x10 ⁻⁴						
							48,000	65							
							64,000	45							
							72,000	96							
49,000	142														
7 pg P-110	3½	0.194	3.72	23,455	15,793	0.139	48,000	65	3.75x10 ⁻⁴						
							64,000	45							
							72,000	96							
9 ⁵ / ₈ pg S-95	4½	0.213	4.56	20,960	9,000	0.108	107,000	65	1.48x10 ⁻⁴						
							195,000	112							
7 ⁵ / ₈ pg P-110	3½	0.360	5.33	21,344	9,000	0.108	132,000	58	2.84x10 ⁻⁴						
							132,000	72							
							157,000	41							
9 ⁵ / ₈ pg P-110	4½	0.053	0.60	20,724	10,138	0.034	173,000	44	0.98x10 ⁻⁴						
							144,000	43							
							140,000	10							
10 ³ / ₄ pg K-55	4½	0.400	10.7	12,338	2,822	0.084	191,000	7	1.43x10 ⁻⁴						
							175,000	7							
							192,000	14							
							84,000	5							
15 ³ / ₈ J-55	4½	0.380	9.8	10,350	650	0.080	113,000	5	17.7x10 ⁻⁴						
							127,000	15							
							142,000	15							

Tabla III.6 Coeficientes de desgaste calculados.

III.4 MEDICION DEL DESGASTE.

Para estimar el desgaste de la tubería de revestimiento por rotación de la sarta de perforación, se toman en cuenta los parámetros siguientes:

- Tiempo y velocidad de rotación.
- Condiciones del lodo
- Capacidad de desgaste de la tubería de perforación.
- Resistencia de la tubería de revestimiento al desgaste.
- Severidad de la desviación (pata de perro).
- Tensión de la tubería de perforación en el punto de desgaste.

Por lo tanto, el ritmo de desgaste se encuentra en función de los parámetros citados y la fuerza de contacto, si consideramos al ritmo de desgaste proporcional a la fuerza de contacto, tenemos:

$$W = C_1 F \quad \text{----- III.1}$$

Y la fuerza de contacto se determina en función de las condiciones del agujero y los parámetros de perforación, para un caso simple, sería:

$$F = C_2 T \quad \text{----- III.2}$$

Relacionando las ecuaciones III.1 y III.2 obtenemos:

$$\frac{W}{T} = C_1 C_2 \quad \text{----- III.3}$$

La figura III.2²³ muestra la variación del ritmo de desgaste sobre la tensión de la sarta de perforación ($\frac{W}{T}$) en función de la severidad de la pata de perro.

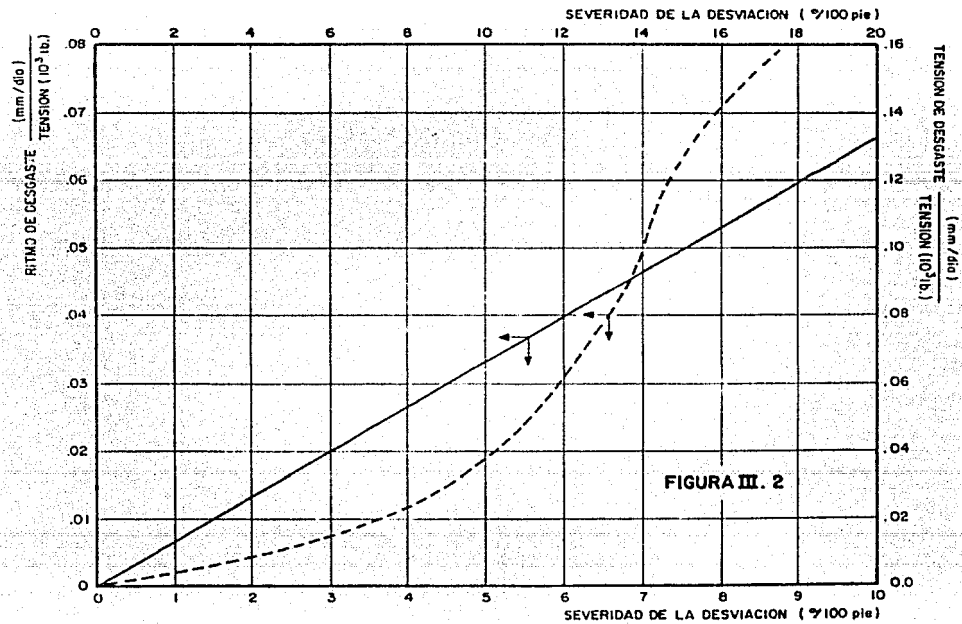


FIGURA III. 2

Por lo tanto conociendo el comportamiento mostrado en la figura III.2, el ritmo de desgaste puede ser estimado para cualquier condición de perforación.

Para la aplicación de los datos experimentales al desgaste bajo las condiciones de perforación reales, se supone que:

El proceso de desgaste de la tubería de revestimiento por el efecto de -- una junta en rotación o de los protectores de la tubería de perforación -- en movimiento durante la perforación, se encuentra adecuadamente representado por las condiciones de prueba, donde no ocurren viajes y que una comparación puede ser efectuada para iguales volúmenes de desgaste por unidad de tiempo; utilizando esta suposición, se desarrollo una relación entre el ritmo de desgaste en el campo y el ritmo de desgaste en el laboratorio, tomando en cuenta esta suposición, se tiene:

$$V_c = V_1 \text{ ----- III.4}$$

Usando el área de desgaste por paso de la junta;

$$V_c = A_t P \text{ ----- III.5}$$

Y para las pruebas de la junta:

$$V_1 = A_{t1} L_{hc} \text{ ----- III.6}$$

Si consideramos el punto de desgaste de la tubería de revestimiento, como un sucesivo paso de juntas:

$$(At)_T = At_1 + At_2 + \dots \text{ ----- III.7}$$

Entonces:

$$(At)_T = \frac{Vc_1}{P_1} + \frac{Vc_1}{P_2} + \dots \text{----- III.8}$$

Para:

$$Vc_1 = Vc_2 = \text{constante } y$$

$$P_1 = P_2 = \text{constante}$$

Se tendrá:

$$(At)_T = n \frac{\dot{V}c}{P} \text{----- III.9}$$

Derivando la ecuación III.9 con respecto al tiempo:

$$(At)_T = \frac{d}{dt} n \frac{Vc}{P}$$

$$(\dot{At})_T = \frac{\dot{V}c}{P} \text{----- III.10}$$

Donde \dot{n} es el número de juntas que pasan por unidad de tiempo, o sea:

$$\dot{n} = \frac{P}{Ld} \text{----- III.11}$$

Substituyendo III.4 y III.11 en III.10:

$$(\dot{At})_T = \frac{Vc}{Ld} = \frac{V_1}{Ld} \text{----- III.12}$$

Para las juntas A_t puede ser relacionada con el ritmo de desgaste, excepto en la parte inicial del proceso de desgaste, por:

$$\dot{A}_t \approx C * W \text{ ----- III.13}$$

Substituyendo III.13 y III.6 en III.12, se obtiene²³:

$$W_c = W_l \left[\frac{L_{hc}}{L_d} \right] \text{ ----- III.14}$$

En que:

$$\frac{L_{hc}}{L_d} \approx \frac{4 \text{ pg}}{(30 \text{ pie}) (12 \text{ pg})}$$

$$\frac{L_{hc}}{L_d} \approx 0.01$$

Para el cálculo del ritmo de desgaste de los protectores de la tubería de perforación, se recomienda usar la ecuación III.12²³.

El área de desgaste por el paso de la junta (A_t), es el área de la junta que se encuentra en contacto con la tubería de revestimiento, como se muestra en la figura III.3.

Del desarrollo anterior se concluye que²⁴:

- El ritmo de desgaste es independiente del ritmo de penetración (la perforación podría ser nula y el desgaste excesivo).
- El ritmo de desgaste es afectado por el espaciamiento entre juntas.
- El ritmo de desgaste es afectado por el tiempo que la junta se encuentra en contacto con cualquier punto de la tubería de revestimiento.

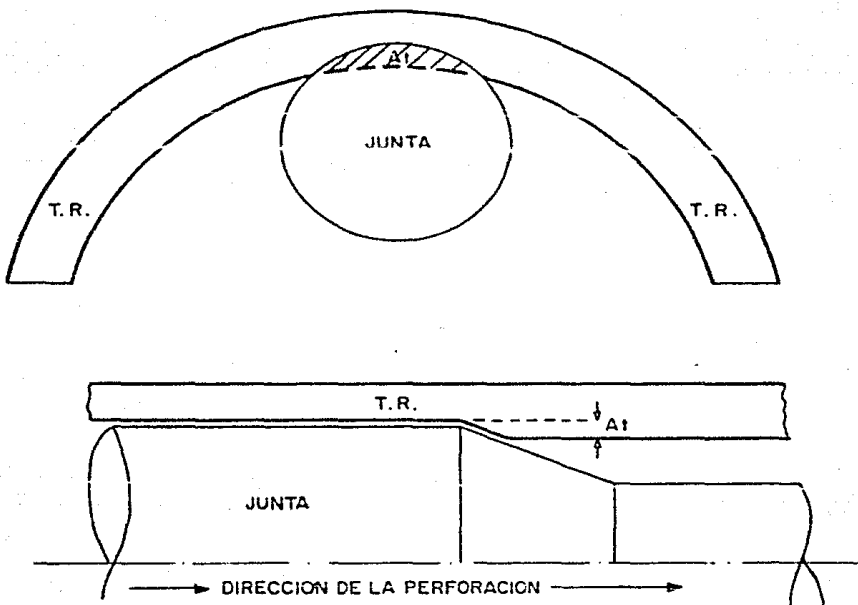


FIGURA III. 3
AREA EN CONTACTO CON LA T.R.

Todo ello es cuanto a lo que se refiere al desgaste, debido a la rotación de la tubería de perforación, considerando la carga de contacto. La tabla III.7 muestra el ritmo de desgaste de tuberías de revestimiento estimado en pruebas realizadas en el campo considerando el total de días de rotación.

La estimación del desgaste causado por el viaje de la tubería en el pozo se puede hacer aplicando la ecuación que a continuación se desarrolla²⁵:

$$V_v = C_w * FL \text{ ----- III.15}$$

La fuerza de contacto, puede ser expresada, como:

$$F = 2 * T_a * \text{sen} \left(\frac{\phi}{2} \right) \text{ ----- III.16}$$

Combinando las ecuaciones III.15 y III.16, se obtiene:

$$V_v = 2 C_{wv} * T_a * L \text{ sen} \left(\frac{\phi}{2} \right) \text{ ----- III.17}$$

Durante el curso de un viaje, la tensión media (T_a), es $T/2$, substituyendo en III.17;

$$V_v = C_{wv} * T * L * \text{sen} \left(\frac{\phi}{2} \right) \text{ ----- III.18}$$

La distancia de viaje a lo largo del punto de desgaste (L), puede ser definida como:

$$L = 2 N_v * E (d_v - d_d) \text{ ----- III.19}$$

Substituyendo III.19 en III.18, tendremos;

$$V_v = 2 C_{wv} * T N_v * E (d_v - d_d) \text{ sen} \left(\frac{\phi}{2} \right) \text{ ----- III.20}$$

Esta es la ecuación recomendada para estimar el volumen de desgaste. Los

Fluido de Perforación usado	Carga total de contacto (lb)	Penetración de la pared de la T.R. (pp/días de rotación)	Tiempo de Penetración 9 ⁵ / ₈ pp. 33.6-lb T.R. 0.545 pared (días de rotación)	Tiempo de Penetración 9 ⁵ / ₈ pp. - 40 lb T.R. 0.395 in pared (días de rotación)
Agua limpia	10,000	0.10	6	4
sin adición	5,000	0.03	18	13
de arenas	2,000	0.003	180	130
Agua limpia con adición de arenas	5,000	Gasto de penetración no constante	Gasto de penetración no constante	Gasto de penetración no constante
	2,000	0.003 a 0.006	90 a 180	65 a 130
	1,000	0.002	270	200
Lodo base agua sin arenas	5,000	0.008	70	50
	2,000	0.005	180	150
	1,000	0.002	270	200
Lodo base agua con adición de arena.	2,000	0.003	180	130
	1,000	0.002	270	200
	500	0.001	550	400
Lodo base aceite sin adición de arena.	2,000	0.005	110	80
	1,000	0.002	270	200

Tabla III.7 Ritmo de desgaste en T.R. estimado en pruebas realizadas en el campo.

coeficientes de desgaste se muestran en la tabla III.8²⁵.

El último paso es determinar la profundidad del desgaste a partir del volumen de desgaste dado en la ecuación III.20, esta se determina usando la figura III.4.

Algunos autores consideran despreciable la cuantificación del desgaste de la tubería de revestimiento por el rozamiento con líneas de alambre cuando llegan a utilizarse; sin embargo, se desarrolló una ecuación para estimar dicho volumen de desgaste. La ecuación es la siguiente:

$$V_w = C_w l * F L \text{ ----- III.21}$$

La fuerza de contacto (F), se determina con:

$$F = 2 T_a * \sin \left(\frac{\phi}{2} \right) \text{ ----- III.22}$$

El promedio de la tensión (T_a), de la línea de alambre en la pata de perro, está dada por:

$$T_a = \frac{T_s}{2} \frac{dt - d_d}{dt} \text{ ----- III.23}$$

Substituyendo III.2 y III.23 en III.21;

$$V_w = C_w l T_s L \frac{dt - d_s}{dt} \sin \left(\frac{\phi}{2} \right) \text{ ----- III.24}$$

La longitud de viaje (L) está dada por:

$$L = 2 N_w (dt - d_d)$$

Por lo tanto V_w será:

$$V_w = 2 C_w l T_s N_w \frac{(dt - d_d)^2}{dt} \sin \left(\frac{\phi}{2} \right) \text{ ----- III.25}$$

Tipo de Lodo	Carga de Contacto (lb/pic)	Coeficientes de desgaste	
		Cw7 K-55	(pg ³ /lb-pic) P-110
AGUA	500	2.9×10^{-8}	2.6×10^{-8}
	1,000	8.5×10^{-8}	4.2×10^{-8}
	2,000	5.4×10^{-8}	5.7×10^{-8}
Lodo base agua mas 3% de arena	500	7.9×10^{-8}	9.3×10^{-9}
	1,000	2.9×10^{-8}	5.7×10^{-9}
	2,000	4.4×10^{-8}	5.0×10^{-9}
Lodo base agua sin salida de perforación	1,000	1.4×10^{-9}	3.6×10^{-9}
	2,000	0.7×10^{-9}	1.4×10^{-9}
Lodo base agua con 2 a 2% de sólidos de perforación	1,000	1.4×10^{-9}	2.9×10^{-9}
	2,000	1.0×10^{-9}	0.7×10^{-9}
Lodo base agua con sólidos de perforación y 3% de arenas.	500	3.6×10^{-9}	
	1,000	1.4×10^{-9}	4.3×10^{-9}
	2,000	0.7×10^{-9}	0.7×10^{-9}

Tabla III.8 Coeficientes de desgaste para pruebas de desgaste por viaje.

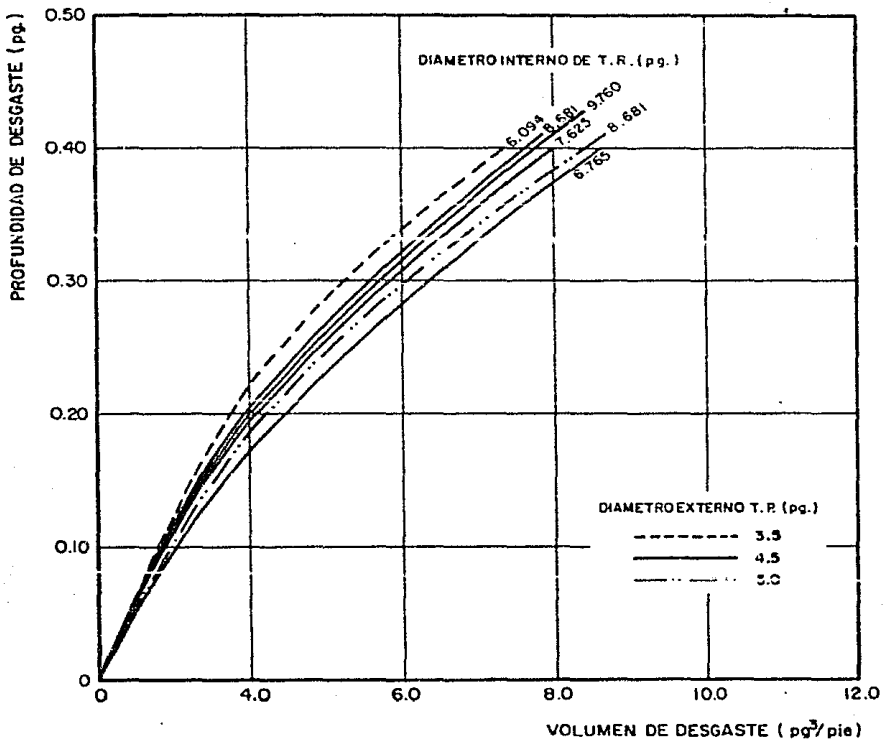


FIGURA III. 4
ESTIMACION DE LA PROFUNDIDAD
DE DESGASTE A PARTIR DEL VOLUMEN DE DESGASTE
PARA TUBERIA DE PERFORACION

Una selección adecuada de los coeficientes de desgaste como los dados en la tabla III.9²⁵, así como la estimación de la fuerza de contacto, permite determinar el volumen de desgaste por la acción de la línea de alambre.

Para determinar estos coeficientes se desarrollaron pruebas en condiciones similares a las llevadas a cabo para la tubería de perforación; se usaron dos grados de tubería de revestimiento, diferentes condiciones de fluido de perforación (densidad y contenido de sólidos), así también se varió el diámetro de la línea de alambre y carga de contacto.

La profundidad de desgaste se puede estimar a partir del volumen de desgaste calculado utilizando la figura III.5

A partir de los experimentos de laboratorio y de campo se efectuó una comparación entre el desgaste causado por rotación de la tubería de perforación y por viaje de esta, la comparación se muestra en la tabla III.10, - esta incluye las condiciones bajo las cuales ocurrió el desgaste.

No obstante de las limitaciones de los métodos usados para predecir la profundidad de desgaste, las conclusiones a que nos llevan los resultados son:

1. La magnitud de desgaste observado en el campo puede ser cuantificado a partir de los coeficientes de desgaste calculados en laboratorio.
2. La mayor causa del desgaste de la tubería de revestimiento, es la rotación de la sarta de perforación.

Tipo de Lodo	Carga de Contacto (lb/pie)	Coeficientes de desgaste	
		Cue (pg ³ /lb.pie)	P-110
Agua	9.8	1.1×10^{-8}	1.2×10^{-8}
	19.6	2.0×10^{-8}	0.8×10^{-8}
Lodo base agua más 3% de arena.	4.9	15.0×10^{-8}	11.0×10^{-8}
	9.8	8.6×10^{-8}	8.0×10^{-8}
	19.6	7.1×10^{-8}	7.2×10^{-8}
Lodo base sin sólidos de la perforación.	9.8	3.9×10^{-8}	3.9×10^{-8}
	19.6	1.9×10^{-8}	2.2×10^{-8}
Lodo base agua con 2 a 8% de sólidos de la perforación	9.8	5.2×10^{-8}	3.5×10^{-8}
	19.6	2.1×10^{-8}	2.2×10^{-8}
Lodo base agua con 8% de sólidos de perforación más 3% de arena.	9.8	12.0×10^{-8}	13.0×10^{-8}
	19.6	5.2×10^{-8}	4.5×10^{-8}
Lodo base agua con sólidos y 3% de arenas.	19.6	6.1×10^{-8}	5.9×10^{-8}

Tabla III.9 Coeficientes de desgaste para pruebas de desgaste en línea de alambre.

T.R.	Punto de Desgaste (pie)	Diámetro de T.P. (pg)	Severidad de la Pista de Perno (0/100 pie)	Tensión en la Sarta (1,000 lb)	Operación Rotación (días)	Datos del Codo			Profundidad de desgaste medido (pg)		Profundidad de desgaste calculado (pg)			
						Tipo	Densidad (lb/gal)	Contenido de arena (%)	Total	Cuerpo del tubo	Junta	Cuerpo del tubo	Junta	Cuerpo del tubo
7 pg P-110	15,708	3½	6.9	49	142/128	inverso	10.5 a 20	0 a 1	0.165	0.7	0.006	0.001		
				48	65/59									
				64	45/40									
				72	96/86									
7 pg P-110	15,795	3½	13.9	49	142/128	inverso	10.5 a 20	0 a 1	0.194	1.2	0.020	0.002		
				48	25/29									
				64	45/40									
				72	96/86									
7 5/8 Pg P-110	9,000	3½	10.8	132	130/117	inversa	17.8		0.360	0.08	0.05	0.8	0.016	0.002
				157	41/25									
				175	47/26									
				144	43/39									
9 5/8 pg P-110	10,138	4½	3.4	157	41/25	Siemprea	9.3 a 9.4	0 a 1	0.053	0.4				
				175	47/26									
				144	43/39									
				140	10/5.5									
10 ³ /4Pg K-55	2,822	4½	8.4	191	7/3.8	Gel de agua de	9.5 a 12.0		0.400	0.3	0.035	0.010		
				175	7/3.8									
				192	11/7.7									
				140	10/5.5									
15 ³ /8Pg J-55	650	4½	8.0	81	5/2.5	Gel de agua fresca	10.5	1	0.380	0.3	0.036	0.008		
				115	5/2.5									
				127	15/7.5									
				112	15/7.5									
7 Pg J-55	3,600	3½	25.0	195	30/20	Dispensa	12 a 15.7	↓	0.353	0.10	0.3	0.2	0.015	0.005

Tabla III.10 Comparación entre el desgaste medido en el campo y el calculado debido a la rotación y viaje.

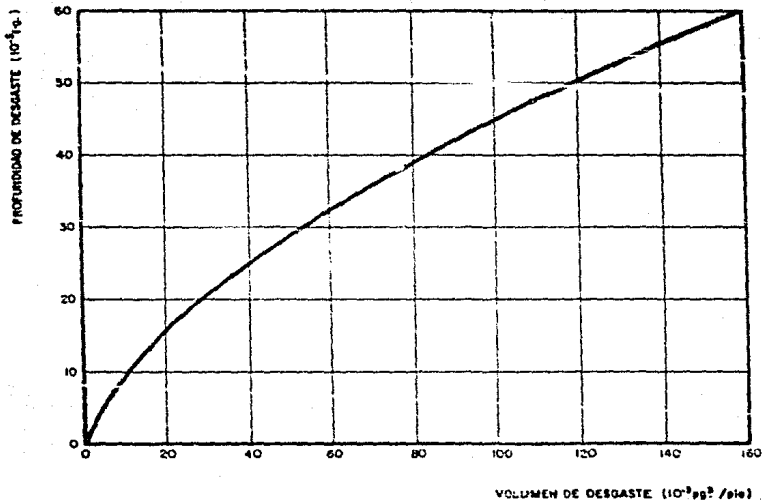


FIGURA III.5
DETERMINACION DE LA PROFUNDIDAD DE DESGASTE
PARTIR DEL VOLUMEN DE DESGASTE
PARA LINEA DE ALAMBRE DE 15/32 pg.

3. El desgaste causado por línea de alambre es muy pequeño comparado -- con las mediciones de desgaste debido a la tubería de perforación.

III. V CONCLUSIONES.

Las ecuaciones desarrolladas a partir de pruebas de laboratorio y datos de campo nos permiten estimar el desgaste de la tubería de revestimiento y por lo tanto determinar las variables que originan mayor desgaste. Los estudios muestran que una compleja combinación de variables como temperatura, presión, tipo de lodo y densidad, porcentaje de abrasivos en el lodo, dureza de las juntas, carga lateral sobre la tubería de revestimiento (contacto), velocidad de rotación, corrimiento de línea de alambre y viaje de la tubería de perforación, contribuyen al desgaste de la tubería de revestimiento, pero la mayor causa del desgaste de la tubería de revestimiento es la rotación de la sarta de perforación.

Los procedimientos sugeridos para reducir el desgaste de la tubería de revestimiento han sido enfocados a minimizar el contacto entre las sarta de perforación y revestimiento, a través del uso de protectores de hule en la tubería de perforación y más importante el tratar de reducir las desviaciones a los límites mínimos prescritos por Lubinski¹⁷.

El control del cambio de ángulo es el factor más importante que contribuye al desgaste de la tubería de revestimiento. La práctica más común usada para controlar esta desviación ha sido el perforar con grandes pesos sobre la barrena.

El uso de motores de fondo impulsores de la barrena para reducir el desgaste de la tubería de perforación, revestimiento y juntas protectoras -

fue sugerido por Lewis y Wright¹⁵ en 1974.

Los motores de fondo²⁶ permiten un efectivo control de la desviación lo --
cual reduce la incidencia y severidad de las patas de perro, además de --
estas ventajas, los motores de fondo aumentan el ritmo de penetración, --
así como el tiempo efectivo de trabajo en la perforación y reducen los es
fuerzos sobre la tubería de perforación. La desventaja del uso de éstos
es su costo elevado.

III.6 NOMENCLATURA.

A_{t_i}	Area de desgaste por el paso de la junta.	pg ²
$(At)_T$	Area total de desgaste por el paso de juntas	pg ²
A_{t1}	Area de desgaste medida en laboratorio	pg ²
C_1 y C_2	Coefficientes de desgaste por rotación	
C_{w1}	Coefficiente de desgaste por línea de alambre	pg ³ /lb pie
C_{wv}	Coefficiente de desgaste por viaje	pg ³ /lb pie
d	Diámetro de la línea de alambre	pg
dt	Profundidad total de desgaste en el punto de interés	pie
dv	Profundidad de desgaste	pie
d_d	Profundidad del punto de desgaste	pg
E	Fracción de la T.P. en contacto con el punto de interés (0.1)	Adim
F	Fuerza de contacto	lb
L	Longitud de la T.P. o línea de alambre que pasa por el punto de desgaste.	pie
L_d	Distancia entre juntas	pie
L_{hc}	Longitud de la superficie de desgaste sobre la junta	pie
n	Número de juntas que pasan por unidad de tiempo	Adim
N	Número de días esperado	día
N_y	Número de viajes por día (1)	Adim
N_w	Número de corridas por línea de alambre	Adim
P	Ritmo de penetración de la T.P.	pg/hr
T	Tensión de la sarta	lb

Ta	Tensión promedio en T.P. o línea de alambre	lb
t	Tiempo	hrs.
Ts	Tensión máxima de la línea de alambre a la superficie	lb
V	Volumen de desgaste causado por rotación	pg ³ /hr
Vc	Volumen de desgaste por rotación en el campo	pg ³ /hr
V _l	Volumen de desgaste por rotación en el laboratorio	pg ³ /hr
Vv	Volumen de desgaste causado por viaje	pg ³ /hr
Vw	Volumen de desgaste causado por corrimiento línea de alambre	pg ³ /hr
W	Desgaste	pg ³ /pie x día
Wc	Desgaste medido en el campo	pg ³ /pie x día
Wl	Desgaste medido en el laboratorio	pg ³ /pie x día
δ	Severidad de la pata de perro	°/100 pie

EFFECTOS DE LA CORROSION

IV.1 GENERALIDADES.

La industria petrolera se enfrenta al problema de la falla por agrietamiento de las tuberías de alta resistencia empleadas en pozos profundos, con alta presión y alto contenido de sustancias corrosivas.

La seriedad del problema está basada sobre la magnitud del peligro que implican estas fallas; una falla de la tubería de revestimiento en estos pozos de alta presión, puede ocasionar altos costos de reparación y grandes posibilidades de perder el pozo.

La corrosión se define como el daño que sufren los metales debido a la acción de diversos agentes, este daño va desde una simple picadura hasta un rotura total²⁷.

Debido a que los pozos cada vez son más profundos, se requiere de tuberías mas resistentes; sin embargo, los aceros de alta resistencia, por su contenido de carbón, son más susceptibles de ser atacados por la corrosión.

Se puede concluir que la corrosión depende de la interacción de tres factores principales²⁸:

- 1.- La relativa susceptibilidad del material al agrietamiento.
- 2.- La severidad del medio ambiente.
- 3.- La severidad de los esfuerzos mecánicos a los cuales está sujeta.

El punto 1 y 2 serán tratados en el desarrollo de este capítulo y la magnitud de los esfuerzos a que se encuentra sometida una tubería de revestimiento fue analizado en los capítulos anteriores.

IV.2 AGENTES DE LA CORROSION.

La corrosión en la tubería de revestimiento llega a ocasionar fugas, este problema se ha presentado en pozos, pasado un largo período de tiempo después de su terminación, y se ha detectado cuando se requiere aplicar algún mecanismo de recuperación secundaria, mediante la inyección de algún fluido al yacimiento.

Existen diferentes compuestos o elementos que causan la corrosión, los principales agentes corrosivos en tuberías de revestimiento son:

- a. Oxígeno
- b. Dióxido de Carbono
- c. Acidos

El daño que cada uno de estos agentes causan a la tubería de revestimiento, se analiza por separado.

a. Oxígeno²⁹.

Es el principal contaminante y el que más contribuye a la corrosión. El oxígeno causa corrosión principalmente en las tuberías de revestimiento superficiales, esta se presenta en la parte externa de la tubería. Sin embargo durante la vida productiva del pozo su efecto llega a ser mínimo, ya que una vez introducida la tubería de revestimiento no se encuentra en contacto directo con el oxígeno.

b. Dióxido de carbono³⁰.

El dióxido de carbono generalmente proviene de los yacimientos productores de gas y su efecto es menos severo que el oxígeno. Sin embargo, las tuberías a cierta profundidad pueden presentar corrosión debida a este gas.

c. Acidos²⁹.

El efecto corrosivo de los ácidos depende principalmente de la concentración, temperatura y características del metal en contacto con el ácido. Los ácidos más comunes son los usados en la estimulación de pozos, tales como el ácido clorhídrico y fluorhídrico, otro ácido que comúnmente ocasiona corrosión es el sulfhídrico, existen diferentes fuentes de este ácido en la naturaleza:

- La aceleración térmica de los componentes orgánicos del azufre.
- La reducción termo-catalítica del sulfato en formaciones con agua en contacto con yacimientos de hidrocarburos.
- La descomposición de micro-organismos donde el ácido sulfhídrico está relacionado.

El ácido sulfhídrico es altamente corrosivo. Los tipos de corrosión asociada al ácido sulfhídrico son predominantemente de dos formas:

1. La corrosión que aparece en zonas afectadas por la soldadura, o en zonas de anomalía de bajo PH.
2. La corrosión que aparece en zonas débiles, zonas que han sido sometidas a grandes esfuerzos.

Todos los medio-ambientes que involucran sulfuro de hidrógeno pueden ser considerados como potencialmente capaces de provocar el agrietamiento de corrosión por sulfuro, pero la severidad de los medio-ambientes puede variar debido a diferentes factores asociados con las características de -- producción que aun no están bien definidos, siendo entre otros el PH, tem peratura, presión, etc.

La concentración mínima de hidrógeno requerida para producir el agrieta-- miento de un material muy susceptible aún no ha sido definida.

IV. 3 FACTORES QUE AFECTAN LA CORROSION.

Un método común para medir el ritmo de corrosión es registrar el peso de un espécimen de metal antes y después de su exposición al agente corrosivo, bajo condiciones controladas. Normalmente esta corrosión se mide en libras por pie cuadrado de metal desgastado en cierto periodo de tiempo.

Puesto que en tuberías de revestimiento, la corrosión ocurre principalmente por acción de los ácidos, las pruebas efectuadas involucraron estos ácidos.

- Efecto de la temperatura.

En un rango de temperatura de 60 a 120^oF, en concentraciones de ácido superiores al 20%, el efecto corrosivo del ácido se incrementa, llegando a duplicarse este efecto por cada 15^oF de aumento en la temperatura³¹. Así un metal que se exponga en una solución de ácido clorhídrico al 30% a 60^oF, presentará un cierto valor de corrosión, este valor se verá duplicado si la temperatura se aumenta a 75^oF.

En otras pruebas realizadas con soluciones de ácido clorhídrico al 15% se encontró que a 60^oF el desgaste del cupón de prueba fue de 0.7 lb/pie²/día y al incrementar la temperatura a 120^oF el desgaste resultó de 1.2 lb/pie²/día³¹.

- Efecto de la Concentración.

Se ha determinado que la corrosión de los metales, a temperaturas de

prueba iguales, se acentúa al incrementar la concentración del ácido; por ejemplo, un incremento del 5% en la concentración del ácido aumenta la corrosión en un 40% aproximadamente³¹.

Por lo que a 60°F el ritmo de corrosión de hierro en ácido clorhídrico al 5% es de 0.4 lb/pie²/día, este valor aumenta a 0.88 lb/pie²/día.

- Composición del Metal.

La composición del metal es otro factor determinante en el ritmo de corrosión, el ácido más agresivo con los metales es el ácido clorhídrico. La mayoría de las tuberías instaladas en los pozos son susceptibles al ataque del ácido clorhídrico.

Las especificaciones API se refieren a las propiedades físicas de los metales y las especificaciones de composición indican las cantidades de fósforo y azufre en las tuberías. El contenido de azufre puede incrementar los ritmos de corrosión, sin embargo este incremento es muy pequeño comparado con el efecto de factores no controlados como el contenido de carbono²⁷ (usado en las aleaciones).

La metalurgia del acero y sus propiedades físicas están principalmente relacionadas con el contenido de carbón. En general, el alto contenido de carbón incrementa la dureza del acero pero lo hace más susceptible al ataque del ácido.

Un ejemplo del incremento de la corrosión debido a la dureza fue observado en una junta de tubería de revestimiento donde la zona soldada fue atacada preferentemente debido al calor de la soldadura colocada

en esta área²⁷.

- Tiempo de exposición.

El periodo de exposición se encuentra íntimamente ligado a factores - como los ya mencionados (temperatura, concentración y composición del metal).

Es así, que al efectuar pruebas, solo algunos de estos factores fueron considerados, de esta manera, una prueba a tuberías de grado API a 150^oF y 175^oF muestra que las pérdidas de peso de los especímenes - seleccionados aumenta en el siguiente orden, para cualquier periodo - de exposición³¹ superior a 6 horas, P-110, N-80 y J-55. Si a la pérdida de peso de la P-110 se asigna un valor de 1.0, a la N-80 correspondería de 2.0 y a J-55 3.3, esto a 150^oF. Al efectuar las mismas - pruebas a temperatura de 175^oF y asignando nuevamente el valor de 1 a la pérdida de peso que resultó para la P-110, a la N-80 le correspondió el valor de 2.2 y a la J-55, 4.7.

Por lo que se deduce que el periodo de exposición incrementa el ritmo de corrosión.

- Acción Galvánica.

Otro importante factor que influye en el ataque corrosivo, se encuentra relacionado con la acción galvánica o electroquímica de los procesos de corrosión. En las ocasiones en que los metales de diferentes características metalúrgicas se encuentran en contacto con otros en -- presencia de un electrolito, tal como un ácido, la acción galvánica -

toma lugar. En otras palabras, un potencial eléctrico sirve como una fuerza conductora que resulta en una pérdida de electrones. Tal acción resulta en un deterioro del metal más susceptible, esto ha ocurrido cuando un cople con alto contenido de carbón ha sido conectado con una tubería de revestimiento con menor contenido de carbón; el co ple es corroído principalmente.

Otro ejemplo es cuando una tubería que ya ha sido usada es unida con otra que es nueva, una ya ha sido atacada y actúa como si fuera de di ferente material.

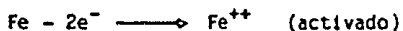
IV.4 MECANISMO DE CORROSION.

El mecanismo mediante el cual se desarrolla la corrosión es el siguiente:

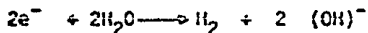
Para que se presente la corrosión, es necesario que exista: un ánodo (+), cátodo (-), electrolito y una conexión externa (tubería).

En la figura IV.1 se observa que el cátodo atrae al hidrógeno (H^+), que proviene de la disociación iónica del electrolito; así, los iones del hidrógeno ganan un electrón, convirtiéndose en átomos de hidrógeno (H_2), -- que pueden cubrir al cátodo, haciéndolo pasivo; pero si hay oxígeno en el medio y/o bacterias sulfato-reductoras actúan como despolarizantes y lo eliminan del cátodo (las bacterias sulfato-reductoras utilizan al hidrógeno en su metabolismo y lo toman del cátodo), haciendo que la corrosión -- progrese en el ánodo. La transferencia de electrones se puede representar de la siguiente manera:

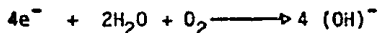
En el ánodo:



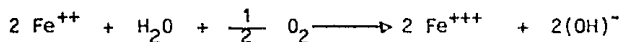
En el cátodo:



Cuando hay oxígeno (O_2) disuelto, la reacción del cátodo produce:



Otro efecto del oxígeno, es que en el ánodo actúa adicionalmente, con gran rapidez y en condición crítica formando hidróxido férrico:



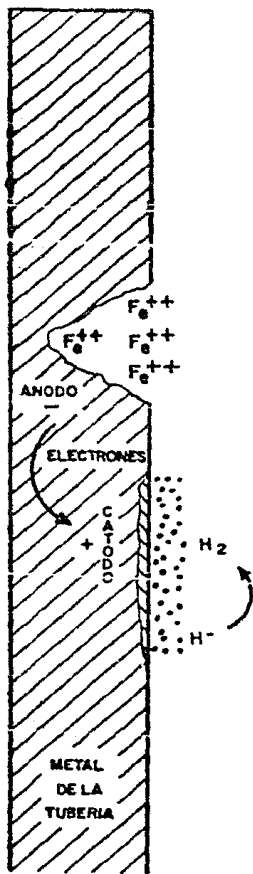
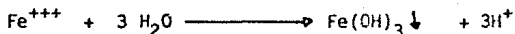
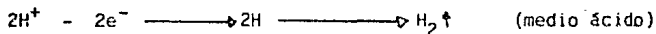


FIGURA IV. 1
MECANISMO DE CORROSION

Luego:



En estas condiciones críticas, los iones de hidrógeno (H^+) mantienen la condición de acidez en esos puntos (ánodos), lo cual hace que localmente el fierro entre en disolución más rápidamente y mantiene una diferencia de potencial (ΔV) entre ánodo-cátodo y por lo tanto se superpone otro efecto y la corrosión aumenta;



Por lo tanto cuando el oxígeno llega a establecer una diferencia de concentración de oxígeno entre dos puntos de una tubería, se construye lo que se llama una celda diferencial de areación (figura IV.2)³³, con lo cual se produce también una diferencia de potencial con flujo de electrones -- del área que tenga menor concentración (ánodo temporal), hacia la de mayor concentración (cátodo temporal) provocando corrosión.

Estas celdas de areación diferencial se llegan a establecer cuando en las tuberías, se adhieren precipitados de cualquier naturaleza.

En términos generales, los valores bajos de PH (ácidos) aumentan la corrosión por oxígeno (O_2), y los valores altos (básicos o alcalinos) lo retardan.

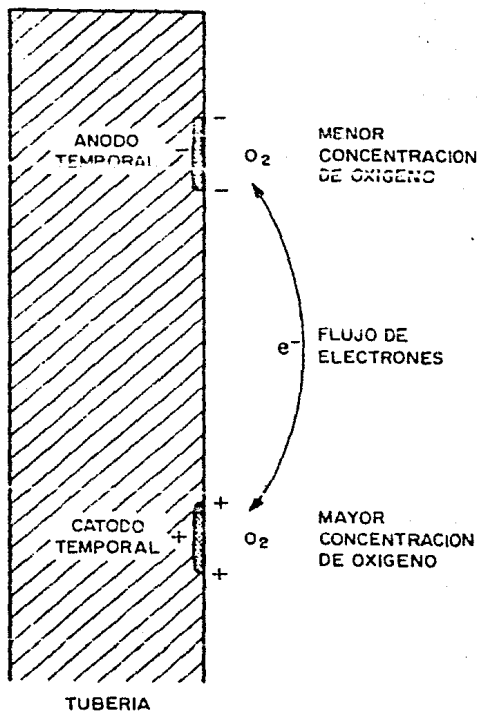


FIGURA IV. 2
CELDA DIFERENCIAL DE AREACION

IV.5 CORROSION EN T.R. Y MEDIOS PARA EVITARLA.

El daño a la tubería de revestimiento por corrosión es debido a la combinación de diversos factores, estos influyen en las propiedades físicas y metalúrgicas del acero, como ya se indicó.

La corrosión se puede presentar en la parte interna y externa de la tubería de revestimiento. La corrosión en la parte interna, ocurre durante y después de las operaciones de estimulación o fracturamiento, ya que durante la perforación los fluidos son acondicionados con inhibidores de corrosión y en esta etapa el daño que se pudiera presentar en la tubería de revestimiento es mínimo³².

En la etapa productiva del pozo, la corrosión que llegase a ocurrir dependerá del tipo de terminación; ya que en alguna forma las tuberías de explotación quedarán expuestas a sistemas de fluidos ácidos que se utilizan en la estimulación de pozos.

En las operaciones llevadas a cabo en la vida productiva de un pozo, algunos ácidos llegan a estar en contacto con las tuberías de revestimiento y estos ocasionan corrosión, por otra parte los fluidos producidos llegan a contener componentes que dañan las tuberías.

La corrosión de la parte externa de la tubería de revestimiento ha sido atribuida principalmente a agua de formación corrosiva, también se ha encontrado que el ión sulfito es una causa más en la corrosión de la tubería de ademe.

Se ha demostrado que la corrosión en tuberías cercanas a la superficie -- puede ser atribuido al oxígeno, mientras que la corrosión en áreas profundas que puede ser atribuida al dióxido de carbono contenido en el agua o gas de formación³².

La corrosión interna es significativa solo en pozos en producción y aumenta con la temperatura, la principal causa de corrosión en el interior de la tubería de explotación ha sido relacionada con el ácido usado para estimular los pozos en la etapa productiva. Los ácidos más usados son el clorhídrico y fluorhídrico.

Mientras que tales ácidos dañan el acero, inhibidores son usados para proteger las tuberías del ataque ácido. Los inhibidores forman una película que protege la superficie de las tuberías contra la acción de los ácidos.

En cuanto a la corrosión externa de la tubería de revestimiento, se debe a dos causas³²:

- Efecto del Oxígeno.
- Acción del dióxido de carbono, contenido en el agua de formación.

La corrosión se evita por diversos métodos:

- Recubrimientos (resinas, pinturas, etc.)
- Anodos de sacrificio.
- Inhibidores de corrosión.
 - Orgánicos
 - Inorgánicos

Los inhibidores de corrosión reaccionan con los productos de la corrosión en los cátodos y/o ánodos para formar un depósito en cualquiera de ellos, con lo cual se evita que se desarrolle un proceso corrosivo.

Los inhibidores inorgánicos se usan en concentraciones muy elevadas, para cubrir totalmente a los ánodos.

Los inhibidores orgánicos cubren con una capa monomolecular las superficies del metal, los más frecuentes en su aplicación son los de tipo catiónico.

Generalmente en presencia de ácido sulfhídrico se limitan los grados de tuberías de revestimiento los cuales pueden ser usados con seguridad sin peligro de falla debido al ataque del ácido, aunque ya quedó establecido que es influenciado por: los esfuerzos a que se somete la tubería, ambiente, temperatura y factores metalúrgicos. Los grados de tubería de revestimiento, considerados adecuados a usarse en ambientes corrosivos - son²⁸:

A cualquier temperatura:

H-40

J-55

K-55

C-75

A 175°F y temperaturas menores:

H-40

N-80

P-110

C-95

Es así que se recomienda el uso de tuberías en los grados indicados para ambientes corrosivos en zonas que presenten problemas.

IV.6 CONCLUSIONES.

Los principales factores que influyen en la corrosión de la tubería de revestimiento son:

- Propiedades metalúrgicas de las tuberías, como;
 - Contenido de carbono
 - Resistencia a la corrosión
 - Calidad del material usado.
- Tipos de agentes corrosivos, como;
 - Oxígeno
 - Dióxido de carbono
 - Acido sulfhídrico
 - Acido clorhídrico y fluorhídrico.
- Tiempo de exposición
- Concentración de los agentes corrosivos.

El uso de inhibidores ayuda a evitar la corrosión interna, hasta ciertos límites. En los campos donde existen condiciones severas de corrosión -- por sulfuros, es adecuado el empleo de recubrimientos para adicionar protección contra la falla, particularmente si se emplea un material susceptible al ataque corrosivo. Además podría ser necesaria la dosificación - continua de los inhibidores para evitar la corrosión.

CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES.

1. El diseño de las tuberías de revestimiento es de importancia capital, por las funciones que realiza la tubería de revestimiento durante la perforación y vida productora del pozo.
2. Se analizaron los métodos tradicionales para diseñar las sargas de tuberías de revestimiento, incluyendo el de carga máxima. Con este último se tiende a optimizar los diseños.
3. Al diseñar las sargas de tubería de revestimiento para formaciones -- plásticas, se consideran los esfuerzos de sobrecarga para evitar el aplastamiento de la tubería de revestimiento.
4. Se analizaron una serie de experimentos de laboratorio y de campo, a fin de evaluar el desgaste de la tubería de revestimiento.
5. La causa principal del desgaste de la tubería de revestimiento, se atribuye a las cargas de contacto que se ejercen durante la perforación del pozo.
6. Existen diferentes grados de tubería de revestimiento, las de alto contenido de carbón son más resistentes a los esfuerzos mecánicos pero más propensas al ataque corrosivo.

7. El uso de inhibidores ayuda a evitar la corrosión, así como el recubrimiento anticorrosivo. Más sin embargo no se evita del todo la co rrosión, sino que se reduce su efecto..

De acuerdo con las conclusiones 1 y 2, el método de diseño de tuberías de revestimiento que considero más recomendable es el de "carga máxima" debido a que este relaciona cargas de respaldo que normalmente existen en el pozo, esto nos conduce a seleccionar tuberías de menores pesos y grados, - lo que como consecuencia reduce los costos de los diseños. Gran parte del éxito de la aplicación de este procedimiento está relacionada con la veracidad de los datos utilizados.

El considerar las cargas ejercidas por formaciones plásticas por cualquier que sea el procedimiento (como el mostrado en el capítulo II) nos condu cirá a reducir los problemas debidos al aplastamiento de la tubería de revestimiento por cargas de colapso.

La evaluación del desgaste de la tubería de revestimiento es un problema - muy complejo debido al número de variables que intervienen, es recomendable el obtener los coeficientes de desgaste, los cuales varían para cada - grado y peso de tubería, lo cual nos conduce a efectuar una investigación de campo y laboratorio para la obtención de estos coeficientes y de esta - manera evaluar y prevenir el desgaste de la tubería de revestimiento.

Durante la perforación se deben de evitar las desviaciones bruscas (pata - de perro), puesto que estas son los principales puntos de ataque por el -- desgaste.

El uso de protectores de hule ayuda a reducir el desgaste de la tubería de revestimiento, así como el uso de motores de fondo.

Se recomienda una adecuada dosificación de inhibidores y recubrimientos para reducir la corrosión, también el uso de ácidos en la estimulación es -- conveniente utilizarlos con la menor concentración posible.

En el desarrollo de este trabajo se han analizado los problemas por separado, sin embargo pueden llegar a presentarse de manera simultánea. Por lo que se puede concluir que en cuanto más preparados nos encontremos para -- prevenir los problemas que se pudieran presentar, estaremos de alguna manera evitando pérdidas de tiempo y dinero, lo cual es una función más de la ingeniería.

REFERENCIAS.

1. B. C. Craft, W.R. Holden and E.D. Graves Jr.
Well Design, Drilling and Production.
Pretince-Hall, Inic.
Englewood Cliffs, New Jersey (1962).
2. Bulletin API 5A
Performance Propieties of Casing, Tubing and Drill Pipe
(March, 1981)
3. Practical Drilling Engineering
Manual compiled from articles in the Oil and Gas Journal
Part 2 - Designing and Running Pipe
Petroleum Publishing Company Tulsa, Oklahoma.
4. Blaine B. Wescott, C.A. Dunlop and E.N. Kemplar.
Setting Depths for Casing. Drilling and Production Practice
API (1940)
5. W.C. Goins, B.J. Collings and T.B. O'Brien.
Serie "A New Approach to tubular String Design"
World Oil. Part 1 (Nov.-1965), Part 2 (Dec-1965), Part 3
(Jan-1966), Part 4 (Feb-1966).
6. J. O. Hillis
A Review of Casing-String Design Principles and Practice
Drilling and Production Practice (API 1951).

7. Charles M. Pretince
"Maximum Load" Casing Design
SPE - 2560.

8. J. L. Holmquist and A. Madai
A theoretical and Experimental Approach to the Problem of
Collapse of Deep-well Casing.
API, 1959.

9. R.M. Hackney
A New Approach to Casing Design for Salt Formations
SPE/1AOC 13431.

10. J.R. Fowler, E.F. Klemantich, J.F. Chappell
Analysis and Testing of Factors Affecting Collapse
Performance of Casing
Transactions of the ASME, Vol 105 (1963)

11. Korwin J. Goodwin, Keith Phipps.
Salt Free Cement-An Alternative to Collapsed Casing
In Plastic Salts.
SPE - 10285.

12. Technical Bulletin
Properties of NKK for High Collapse Strength and
High Strength.

13. Performance properties of Casing and Casing String Design
Nippon Kokan.
14. Bulletin SC3-API
Formulas and Calculations for Casing, Tubing, Drill Pipe
and Line Properties.
15. Lewis, R.W.
Casing Wear
Drilling (Dec. 1968)
16. Joseph Stephen Williamson
Casing Wear: The Effect of Control Pressure
SPE 10236.
17. Lubinski, Arthur
Maximum Permissible Dog-Legs in Rotary Bore Holes
JPT (Feb, 1961).
18. Nicholson, Robert W.
Minimize Drill Pipe Damage and Hole Problems
Transactions of the 1974.
19. True, M.E., Wiener, P.D.
Optimum Means of Protecting Casing and Drill Pipe Tool
Joints Against Wear.
JPT (Feb. 1975)

20. J.E. Fontenot; J.W. Mc. Ever.
The Experimental Measurement of Casing wear Due
to Tripping (Part 1)
Journal of Engineering for Industry (May. 1975)

21. John E. Fontenot; J.W. Mc Ever
Tripping is not a Key Cause of Casing Wear
The Oil and Gas Journal (Ene. 27. 1975).

22. William Bradley, John E. Fontenot and J.W. Mc Ever
Serie Casing Wear (1-4)
The Oil and Gas Journal (Jan. 20, 27, 1975) (Feb. 3, 24, 1975)

23. William B. Bradley, John E. Fontenot
The Prediction and Control of Casing Wear
JPT (Feb. 1975).

24. William B. Brodley y John E. Fontenot
Estimate field wear form lab data
the Oil and Gas Journal (Feb. 24. 1975)

25. J. E. Fontenot y J. W. Mc. Ever.
The Experimental Measurement of Casing Wear Due to
Tripping (Part 2: Wire - Line Wear) Journal of
Engineering for industry (May. 1975)

26. Bradley, W.B.
Reducing Casing Wear 2 (Pipe rubbers com curb casing wear)
OGJ (Nov. 22. 1976).

27. Richard L. Holdren
Why downhole casing sometimes fails.
Northeast Oil Reporter (Jul. 1983).

28. Raúl López Durán
Cuantificación del hidrógeno y sus posibles daños a los
aceros empleados en la Industria Petrolera.
Ingeniería Petrolera (Jul. 1975)

29. A. Hayatdavoudi; N. Altunbay
Tubing Protection and Design for Corrosive Environment
SPE 13806.

30. Joe McGee and Mike Lamothe
Drilling Corrosion Control Program
Drilling Technology Conference Transactions (1979)

31. Handbook Dowell
Applied Engineered Simulation Acidizing
Corrosion (No additive).

32. B.A. Gordon, W.D. Grimes and R.S. Treseder.
Identifying and Controlling Casing Corrosion
World Oil (Nov. 1983)

B I B L I O G R A F I A .

- Bruno Best.
Casing Wear Caused by Tooljoint Hardfacing
SPE - 11992.

- Martin E. True and Peter D. Weiner.
Optimum Means of Protecting Casing and Tool Joints
Against Wear.
The Drilling Contractor (Jan. Feb. 1975)

- Russel W. Lewis and Wright, Jr.
Casing Wear: Some causes, effects and control measure
Work Oil (Oct. - 1974)

- Phillip D. Pattillo.
Serie How to Apply the New API Axial Load Adjustment.
Petroleum Engineer International (March, April, 1985)

- William B. Brodley
Reducing Casing Wear (Serie)
The Oil and Gas Journal (Nov. Dec. 1979)