

**TRABAJO ESPECIAL DE GRADO**

**DESARROLLO DE UN SIMULADOR PARA ESTIMAR TORQUE Y ARRASTRE  
SOBRE TUBERIAS DE REVESTIMIENTO EN POZOS PETROLEROS**

Presentado ante la Ilustre  
Universidad Central de Venezuela  
Por el Br. Sol Silva, Alexander José  
Para Optar al Título de  
Ingeniero Mecánico

Caracas, 2002

# **TRABAJO ESPECIAL DE GRADO**

## **DESARROLLO DE UN SIMULADOR PARA ESTIMAR TORQUE Y ARRASTRE SOBRE TUBERIAS DE REVESTIMIENTO EN POZOS PETROLEROS**

TUTOR ACADÉMICO: Prof. Dr. Ing. Manuel Martínez

TUTOR INDUSTRIAL: Ing. Vicente Ciccola

Presentado ante la Ilustre  
Universidad Central de Venezuela  
Por el Br. Sol Silva, Alexander José  
Para Optar al Título de  
Ingeniero Mecánico

Caracas, 2002

**Sol S. Alexander J.**

**DESARROLLO DE UN SIMULADOR PARA ESTIMAR TORQUE Y ARRASTRE  
SOBRE TUBERIAS DE REVESTIMIENTO EN POZOS PETROLEROS**

**Tutor Académico: Prof. Dr. Ing. Manuel Martínez**

**Tutor Industrial: Ing. Vicente Ciccola. Tesis. Caracas, U.C.V.**

**Facultad de Ingeniería. Escuela de Ingeniería Mecánica. Año 2002, 104 p.**

**Palabras Claves:** Simulador, Torque y Arrastre, Pozos Petroleros

Debido a que en la construcción de un pozo petrolero, la tubería de revestimiento puede atascarse, se desarrolló un modelo computacional para estimar las cargas encontradas durante su bajada, reciprocación o rotación. Este modelo, a diferencia de otros, toma en cuenta la rigidez de la tubería y la presencia de centralizadores; modelando así la tubería de manera más real. El principio del modelo es que tanto el torque como el arrastre, son debidos principalmente a la fricción entre el hoyo y la tubería. Se supone que el contacto ocurre en los centralizadores. El método se basa en modelar la sarta como un conjunto de vigas continuas usando la teoría de vigas continuas de Timoshenko. Primero se describe el modelado de la sarta, y luego se desarrollan las ecuaciones analíticas para la determinación de cargas. Las ecuaciones se deducen tanto para bajada como para subida de la tubería, así como para secciones cóncavas y convexas de un hoyo. También se discuten los efectos de la flotación en el peso efectivo de la sarta y el perfil de tensiones de la misma. Además se realizan modificaciones al modelo en función de este estudio. Los resultados obtenidos fueron alentadores en su mayoría, y motivan al autor a seguir desarrollando en este campo de investigación.

## ÍNDICE

• <b>CAPÍTULO I: INTRODUCCIÓN</b>	<b>16</b>
1-1. Motivación	16
1-2. Antecedentes	20
1-3. Planteamiento del Problema	33
1-4. Objetivos	35
1-4.1. Objetivos General	35
1-4.2. Objetivos Específicos	35
1-5. Alcances	36
• <b>CAPÍTULO II: PERFORACIÓN DIRECCIONAL</b>	<b>37</b>
2-1. Del Hoyo Vertical a la Tecnología Direccional	37
2-2. El Hoyo Direccional	39
2-3. Aplicaciones de la perforación direccional	39
2-4. Conceptos Económicos y Aplicaciones Avanzadas de Pozos Desviados	42
2-5. Trayectoria o Perfil del Hoyo	43
• <b>CAPÍTULO III: SARTAS DE REVESTIMIENTO Y CEMENTACIÓN</b>	<b>47</b>
3-1. Sartas de Revestimiento	47
3-1.1. Funciones de las Sartas de Revestimiento	47
3-1.2. Clasificación de las sartas de revestimiento	<b>48</b>
3-2. Proceso de Cementación	53
3-2.1. Cementación primaria	55
• <b>CAPÍTULO IV: MODELO FÍSICO-MATEMÁTICO</b>	<b>57</b>
4-1. Introducción	57
4-2. Ecuaciones diferenciales de las Viga-Columnas	58
• <b>CAPÍTULO V: MÉTODOLOGÍA DE SOLUCIÓN</b>	<b>62</b>
5-1. Valores de Inicialización de las Fuerzas Axiales	65
5-2. Momentos	66
5-3. Fuerzas Cortantes	68
5-4. Fuerzas de Fricción	69
5-5. Nuevas Fuerzas de Axiales	70

5-6. Estimación de la Distribución de Torque	71
• <b>CAPÍTULO VI: IMPLEMENTACIÓN COMPUTACIONAL</b>	<b>72</b>
6-0. Introducción de Data	72
6-1. Programa Principal (Sub “ProgPrincipal”)	75
6-1.1. Llenado de la Matriz de Data	78
6-1.2. Ciclo Principal de Torque y Arrastre	78
6-1.2.1. Rutina de Detección de Entrada de Centralizadores	78
6-1.2.2. Condiciones Entre Apoyos	78
6-1.2.3. Alturas Verticales de los Apoyos	78
6-1.2.4. Estimación Inicial	79
6-1.2.5. Computación de Momentos	80
6-1.2.6. Rutina de Cargas Cortantes	84
6-1.2.7. Rutina de Fuerza de Contacto y Fuerza de Fricción	84
6-1.2.8. Rutina de Nuevas Fuerzas Axiales	85
• <b>CAPÍTULO VII: RESULTADOS Y ANALISIS DE LOS MISMOS</b>	<b>87</b>
7-1. Resultados Preliminares	87
7-2. Resultados Finales	90
7-2.1. Distribución de Momentos Flectores	90
7-2.2. Distribución de Cargas de Contacto	91
7-2.3. Perfil de Cargas Axiales y Carga en el Gancho	92
7-2.4. Torque	96
7-2.5. Otros Análisis Generales	97
• <b>CAPÍTULO VIII: CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES</b>	<b>98</b>
8-1. Conclusiones	98
8-2. Recomendaciones	100
• <b>BIBLIOGRAFÍA</b>	<b>101</b>
• <b>APÉNDICES</b>	
Apéndice A: Equipo Usado en la Cementación	
Apéndice B: Remoción de Lodo	
Apéndice C: Fundamentos de Perforación	

Apéndice D: Terminación de Pozo

Apéndice E: Viga-Columnas

Apéndice F: Flotación

Apéndice G: Deducción de las Ecuaciones Empleadas en el Modelo 1

Apéndice H: Deducción de las Ecuaciones Empleadas en el Modelo 2

## NOMENCLATURA Y SÍMBOLOS

- A: Sección transversal de la tubería ( $\text{in}^2$ )
- $A_o$ : Área externa de la tubería ( $\text{in}^2$ )
- $A_i$ : Área interna de la tubería ( $\text{in}^2$ )
- E: Módulo de Young (psi)
- i: Soporte en estudio
- i+1: Soporte Siguiente
- i-1: Soporte Anterior
- I: Inercia de la tubería ( $\text{in}^4$ )
- $\theta_i$ : Ángulo de orientación del soporte i (°)
- $\theta_{i+1}$ : Ángulo de orientación del soporte i+1 (°)
- $\Delta\theta_i$ : Incremento en el ángulo de orientación (°)
- $q_i$ : Carga lateral distribuida en la sección i (lbf/ft)
- $w_i$ : Peso unitario de la sección i (lbf/ft)
- $w_{e_i}$ : Peso efectivo de la sección i (lbf/ft)
- ws: Peso del Acero (lbf/ft)
- $P_i$ : Fuerza Axial en la sección i (lbf)
- $P_{i+1}$ : Fuerza Axial en la sección i+1 (lbf)
- $Q_i$ : Fuerza de Contacto en el soporte i (lbf)
- $F_i$ : Fuerza de fricción en el soporte i (lbf)
- $L_i$ : Longitud del tramo i (ft)
- $r_i$ : Radio de curvatura del hoyo (ft)
- $R_i$ : Radio del centralizador i (ft)
- $T_i$ : Torque en la sección i (lb.ft)
- $\mu$ : Factor de fricción dinámico (adim)
- $M_{i-1}$ : Momento flector en el apoyo i-1 (lb.ft)
- $M_i$ : Momento flector en el apoyo i (lb.ft)
- $M_{i+1}$ : Momento flector en el apoyo i+1 (lb.ft)
- u: Parámetro de viga-columna (adim)
- $F_{LAT}$ : Componente lateral concentrada del peso (lb)

$F_{AX}$ : Componente axial concentrada del peso (lb)

$\gamma$ : Peso específico de fluido (lbf/gal)

$\theta\Phi\psi$ : Funciones trigonométricas de las viga-columnas (adim)

$P_{cr}$ : Fuerza crítica de Euler (lbf)

$y$ : Deflexión lateral (in)

BF: Factor de flotación (adim)

## LISTADO DE FIGURAS Y TABLAS

Fig.1-1. Zonas de Gas, Petróleo y Agua.	16
Fig.1-2. Resultado de una Cementación Efectiva	17
Fig.1-3. Descentralización del Revestidor	18
Fig.1-4. Centralizador	18
Fig.1-5. Balance de Fuerzas que Contribuyen a la Normal	21
Fig.1-6. Fuerzas Actuantes Durante la Subida del Revestidor	21
Fig.1-7. Perfiles de Carga Obtenidos por Johancsik, Friesen y Dawson	22
Fig.1-8. Fuerzas que Contribuyen a la Normal	23
Fig.1-9. Esquema para el cálculo de la Flotación	23
Fig.1 -10. Torque, Tensión y Arrastre Vs. Profundidad Para un Hoyo Convencional	23
Fig.1-11. Trayectoria Convencional de Hoyo 15	24
Fig.1-12. Carga en el Gancho Vs. Inclinación Para Catenaria y Para Curvatura Constante	24
Fig.1-13. Torque Vs. Inclinación para Curvatura constante	24
Fig.1-14 Estabilización del Factor de Fricción	25
Fig.1-15. Esquema de Medición	25
Fig.1-16. Equilibrio en el Modelo que no Considera Rigidez	25
Fig.1-17. Equilibrio en el Modelo que sí Considera Rigidez	25
Fig.1-18. Transferencia de Torque en el Modelo Flexible	26
Fig.1-19 Carga en el Gancho Vs. Profundidad Medida y Prevista	27
Fig.1-20. Torque Vs. Profundidad Medido y Previsto	27
Fig.1-21. Factor de Magnificación de Esfuerzo	28
Fig.1-22. Correlación de predicciones de Torque	29
Fig.1-23. Torque Vs. Profundidad en una Zona Compleja	29
Fig.1-24. Diferentes Geometrías de Hoyo Analizadas en [27]	30
Fig.1-25. Componentes de Fuerza Lateral	31
Fig.1-26. Hoyo de Baja Tortuosidad	31
Fig.1-27. Hoyo de Alta Tortuosidad	31
Fig.1-28. Arreglo Experimental Para Hoyo Horizontal	32

Fig.1-29. Arreglo Experimental Para Hoyo Inclinado	32
Fig.1-30. Efecto del Diámetro Sobre la Carga Axial	32
Fig.1-31. Esquema Del Modelo Desarrollado	34
Fig.2-1. Corte de un Pozo Vertical	37
Fig.2-2. Problemas Resultantes de Desvío Fortuitos	38
Fig.2-3. Doblez o “pata de perro”	38
Fig.2-4. Corte de un Pozo Direccional	39
Fig.2-5. Impedimentos sobre el objetivo	40
Fig.2-6. Macolla de Pozos	40
Fig.2-7. Reservorio Bajo Domo de Sal	40
Fig.2-8. Cambios de Ruta en Hoyo	41
Fig.2-9. Reventón Incontrolable Desde la Superficie	41
Fig.2-10. (A) Espesor de Estrato Productor Penetrado Verticalmente.	42
(B) El mismo estrato productor penetrado direccionalmente a 45°.	
(C) Estrato penetrado a 60°.	
Fig.2-11. Mayor aprovechamiento de reservorio mediante perforación horizontal	43
Fig.2-12. Hoyos de vaciado múltiples a partir de un mismo hoyo vertical	43
Fig.2-13. Condición inicial en la planificación de trayectoria	44
Fig.2-14. Patrones de trayectoria de pozo	45
Fig.2-15. Sección de un Hoyo y parámetros direccionales	46
Fig.3-1. Tubería Conductora	49
Fig.3-2. Sarta Superficial	50
Fig.3-3. Sarta Intermedia	51
Fig.3-4. Sarta de Producción	52
Fig.3-5. Revestidor Colgante	52
Fig.3-6. Cementación en la superficie	53
Fig.3-7. Cementación debajo de la superficie	54
Fig.3-8. Cementación primaria deficiente	54
Fig.3-9. Evitando flujo indeseado	54

Fig.3-10: Taponeo para aislar zonas	55
Fig.3-11: Taponeo para colocación de Herramientas Especiales	55
Fig.3-12. Proceso de cementación primaria	56
Fig.4-1. Viga sometida a fuerzas laterales	57
Fig.4-2. Viga sometida a cargas laterales y compresión axial (Viga-Columna)	58
Fig.4-3. a) Viga sometida a un estado de cargas. b) Elemento diferencial	58
Fig.5-1. Fuerzas en una sección simple durante la subida	65
Fig.5-2. Viga Continua a Tensión	66
Fig.5-3. Fuerzas Cortantes	68
Fig.5-4. Fuerzas Actuando Sobre el Soporte “i”	69
Fig.5-5. Fuerzas Axiales	70
Fig.6-1. Introducción de Data de Trayectoria	73
Fig.6-2. Introducción de Geometría Hoyo/Tubulares	73
Fig.6-3. Distribución de Centralizadores de “Centubint”	74
Fig.6-4. Pestaña “Datos” del Módulo de Torque y Arrastre	74
Fig.6-5. Configuración de la Sarta en Distintos Instantes “j” de Tiempo	77
En los cuales entra un centralizador	79
Fig.6-6. Relación entre alturas verticales consecutivas	79
Fig.6-7. Ciclo Para Calcular las Alturas Verticales y corrimiento Horizontal	79
Fig.6-8. Ciclo Para Estimación Inicial	80
Fig.6-9. Matriz de Preliminar para el Cálculo de Momentos	81
Fig.6-10. Matriz Tridiagonal para el Cálculo de Momentos	82
Fig.6-11. Ciclo para el Llenado de las Diagonales de la Matriz de Momentos	83
Fig.6-12. Ciclo Para Cálculo de Cargas Cortantes	84
Fig.6-13. Ciclo Para Cálculo de Fuerzas de Contacto y Fricción	85
Fig.6-14. Ciclo Para Cálculo de Nuevas Fuerzas Axiales	85
Fig.6-15. Diagrama de Flujo	86

Fig.7-1. Correcto Llenado de MatGen	88
Fig.7-2. Trayectoria del Hoyo MFB-San Tomé. A) Interpolación del Programa.	88
B) Interpolación en MathCad 2001	
Fig.7-3. Resultados Preliminares Para Verificación.	89
A) Estimación Inicial de Carga Axial.	
B) Estimación de Carga Axial (MathCad).	
C) Correcto llenado de MATMOMENTOS.	
D) Valores Obtenidos en las Diagonales de la Matriz de Banda.	
Fig.7-4. Distribución de Momentos Obtenida para el Instante Final	90
Fig.7-5. Distribución de Carga de Contacto obtenida para la sarta en el fondo.	91
a) Estimación Inicial. b) Luego de Iterar	
Fig.7-6. Perfil de Tensiones para la tubería en el fondo. Operación de Subida ( $\mu=0.05$ )	92
Fig.7-7. Perfil de Tensiones para la tubería en el fondo. Operación de Subida ( $\mu=0.1$ )	93
Fig.7-8. Perfil de Tensiones para la tubería en el fondo. Operación de Subida ( $\mu=0.2$ )	93
Fig.7-9. Perfil de Tensiones para la tubería en el fondo. Operación de Bajada ( $\mu=0.05$ )	93
Fig.7-10. Perfil de Tensiones para la tubería en el fondo. Operación de Bajada ( $\mu=0.1$ )	94
Fig.7-11. Perfil de Tensiones para la tubería en el fondo. Operación de Bajada ( $\mu=0.2$ )	94
Fig.7-12. Tensión durante Bajada (Landmark)	95
Fig.7-13. Tensión durante Subida (Landmark)	95
Fig.7-14. Distribución de Torque. A) Fricción Hoyo/Centralizador. B) Fricción	96
Tubería/Centralizador	
Fig.A-1A. Mezclador a Chorro	
Fig.A-1B. Mezclador con Recirculación	
Fig.A-2. Camión Cementero Típico con Tanques de Desplazamiento	
Fig.A-3. Cabezal de Cementación. A) Bombeo de fluido lavador. B) Bombeo de lechada de cemento. C) Bombeo de fluido de desplazamiento	
Fig.A-4. Equipo de la Cementación Entre Dos Tapones	
Fig.A-5. Zapata Guía	
Fig.A-6. Collar Flotador	

Fig.A-7. Tipos de Tapones Limpiadores

Fig.A-8. Solventado Contacto Mediante Centralización

Fig.A-9. Centralizador Flexible

Fig.A-10. Centralizador Rígido

Fig.A-11. Raspadores Rotativos

Fig.A-12. Raspadores Reciprocativos

Fig.A-13. Movimiento de la tubería

Fig.A-14. Agitadores

Fig.B-1. StandOff Necesario para Obtener Turbulencia

Fig.B-2. Ejemplo de curva Carga-Deflexión

Fig.B-3. Tubería flexible de Alta Presión

Fig.B-4. Perfil de Flujo en Anillo Excéntrico

Fig.B-5. Sello de cemento. (A) Anillo Excéntrico. B) Anillo Concéntrico

Fig.C-1. Perforación por Etapas

Fig.C -2. Perforación a Percusión

Fig.C-3: Componentes del Sistema de Perforación Rotativa

Fig.C-4: Sistema de Circulación de Lodo

Fig.D-1. Interfase entre el Hoyo del Pozo y el Reservorio

Fig.D-2. Terminación Hoyo Abierto

Fig.D-3. Terminación con Revestidor Sin Cementar

Fig.D-4. Terminación con Revestidor agujereado

Fig.D-5. Tipos de Terminaciones con Revestidor Agujereado

Fig.D-6. Profundidad Efectiva del Agujero

Fig.D-7. Proceso Convencional de Cañoneo

Fig.F-D: Parámetros de cañoneo. a) Diámetro del agujero. b) Penetración. c) Densidad. d) Ángulo de desfase

Fig.E-1. Viga-columna sometida a Carga Lateral Concentrada  
Fig.E-2. Viga-columna con Varias Cargas Laterales Concentradas  
Fig.E-3. Viga-columna Sometida a Carga Lateral Distribuida  
Fig.E-4. Viga-columna Sometida a Par  
Fig.E-5. Viga-columna Sometida a Pares en sus Extremos  
Fig.E-6. Viga Continua Sometida a Acciones Axiales y Transversales  
Fig.E-7. Viga Continua separada como Vigas Simples  
Fig.E-8. Viga Continua con Apoyos en Niveles Diferentes  
Fig.E-9. Viga continua, Todos los Efectos Simultáneamente

Fig.F-1. Fuerzas debidas al Fluido Exterior actuando en dirección Normal a la Superficie del Elemento (Incorrecto).

Fig.F-2. Fuerzas del Fluido Exterior Actuando Sobre el elemento más bajo de la Sarta

Fig.F-3. Componentes Laterales y Axiales Debidas al Peso

Fig.F-4A. Esfuerzo Axial debido al Peso sin considerar Presión

Fig.F-4B. Esfuerzo Axial debido al Peso considerando Presión

Fig.F-5. Presión actuando sobre la superficie libre en un cambio de diámetro

Fig.G,H-1. Diagrama de Cuerpo Libre para la Estimación Inicial de Carga Axial. Operación de Subida y Sección Cóncava

Fig.G,H-2. Diagrama de Cuerpo Libre para la Estimación Inicial de Carga Axial. Operación de Subida y Sección Convexa

Fig.G,H-3. Diagrama de Cuerpo Libre para la Estimación Inicial de Carga Axial. Operación de Bajada y Sección Cóncava

Fig.G,H-4. Diagrama de Cuerpo Libre para la Estimación Inicial de Carga Axial. Operación de Bajada y Sección Convexa

Fig.G,H-5. Diagrama de Cuerpo Libre para la Estimación Inicial de Carga Axial. Operación de Rotación y Sección Cóncava

Fig.G,H-6. Diagrama de Cuerpo Libre para la Estimación Inicial de Carga Axial. Operación de Rotación y Sección Convexa

Fig.G,H-7. Esquema Para la Determinación de la Ecuación de los Tres Momentos

Fig.G,H-8. Diagrama de Cuerpo Libre para la Estimación de Fuerzas de Corte en Secciones Cóncavas

Fig.G,H-9. Diagrama de Cuerpo Libre para la Estimación de Fuerzas de Corte en Secciones Convexas

Fig.G,H-10. Diagrama de Cuerpo Libre de un Apoyo para la Estimación de Fuerzas de Roce

Fig.G,H-11. Diagrama de Cuerpo Libre para la Estimación de las Nuevas Cargas Axiales. Operación de Subida y Sección Cóncava

Fig.G,H-12. Diagrama de Cuerpo Libre para la Estimación de las Nuevas Cargas Axiales. Operación de Subida y Sección Convexa

Fig.G,H-13. Diagrama de Cuerpo Libre para la Estimación de las Nuevas Cargas Axiales. Operación de Bajada y Sección Cóncava

Fig.G,H-14. Diagrama de Cuerpo Libre para la Estimación de las Nuevas Cargas Axiales. Operación de Bajada y Sección Convexa

Fig.G,H-15. Diagrama de Cuerpo Libre para la Estimación de las Nuevas Cargas Axiales. Operación de Rotación y Sección Cóncava

Fig.G,H-16. Diagrama de Cuerpo Libre para la Estimación de las Nuevas Cargas Axiales. Operación de Rotación y Sección Convexa

Tabla 7-1. Trayectoria del Hoyo Piloto 87

Tabla 7-2. Carga en el Gancho Subiendo y Bajando para distintos valores de Factor de Fricción 94

Tabla B-1. Reglas generales para centralizar en hoyos verticales

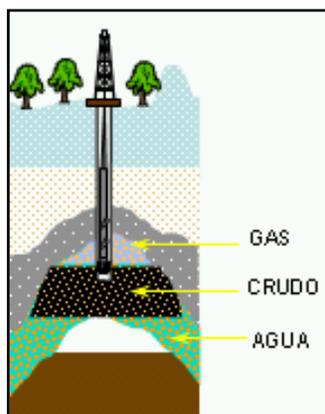
# CAPÍTULO I

## INTRODUCCIÓN

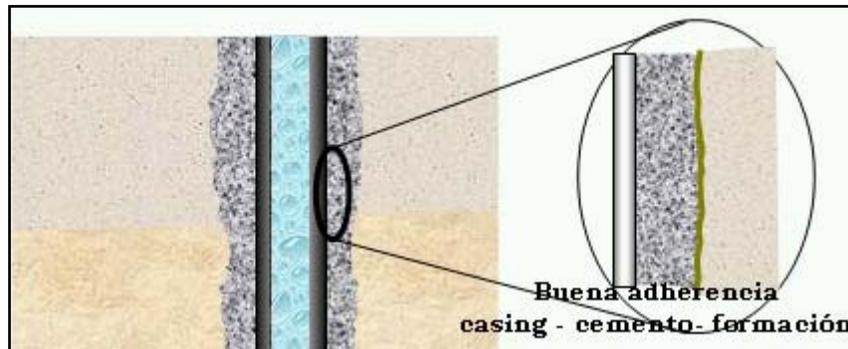
### 1-1. MOTIVACION

En la construcción de un pozo petrolero; durante la inserción de la tubería de revestimiento en el hoyo, ésta puede atascarse y ocasionar serios problemas que pueden poner en peligro la integridad y utilidad del hoyo <sup>[1]</sup>. Por otra parte, una cementación defectuosa también puede traer consecuencias graves.

La cementación primaria es el proceso de colocación de lechadas de cemento en el espacio anular existente entre la tubería de revestimiento y la formación del pozo. El objetivo principal de la cementación primaria siempre ha sido proveer aislamiento entre las zonas de petróleo, gas y los pozos de agua (Fig.1-1). Para alcanzar este objetivo se debe obtener un sello hidráulico entre la superficie exterior del revestimiento y el cemento, y entre el cemento y la formación (Fig.1-2), previniendo al mismo tiempo la formación de canales en el sello de cemento, evitando la migración de fluidos hacia el espacio anular, hacia yacimientos de menor presión o hacia la superficie. Este requerimiento, hace de la cementación, la operación más importante realizada en un pozo <sup>[2,3]</sup>.



**Fig.1-1. Zonas de Gas, Petróleo y Agua.**



**Fig.1-2. Resultado de una Cementación Efectiva**

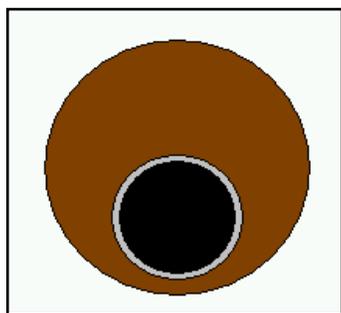
Sin un completo aislamiento de zonas, el pozo podría nunca alcanzar su completo potencial productivo. El trabajo requerido para reparar una cementación defectuosa (cementación forzada) puede hacer un daño irreparable a la formación productiva. Además, el tiempo de cementación es incrementado cuando se presentan defectos, posponiendo el inicio de la producción (producción diferida) y aumentando costos en horas hombre y de maquinaria. Más aún, una cementación defectuosa incluye la posibilidad de perder reservas y de obtener tasas de producción más bajas. También pueden surgir otros problemas, como la incapacidad de confinar tratamientos de estimulación a la zona productiva y el incremento de otros costos.

Los revestidores y su cementación pueden representar entre el 16 y 25 % del costo de construcción de un pozo, de acuerdo al diámetro, longitud y otras propiedades físicas de cada sarta de tubos <sup>[1]</sup>. La cementación primaria en si, comúnmente representa entre el 5% y el 8% del costo total de construcción del pozo. No obstante, este costo se vería incrementado abruptamente si ocurriese una cementación inadecuada y hubiese que tomar acciones correctivas <sup>[4,5]</sup>.

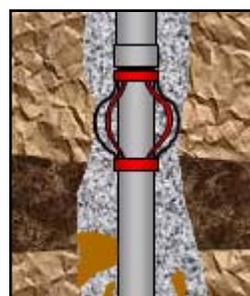
“El arrastre de la tubería de revestimiento es la fuerza incremental requerida para mover la tubería hacia arriba o hacia abajo dentro del hoyo. El torque es el momento requerido para rotar la tubería” <sup>[14]</sup>.

Además de la gran importancia mencionada anteriormente de una cementación primaria exitosa, la capacidad de predecir las cargas debidas a fricción en tuberías de revestimiento tiene dos beneficios. Primero, se pueden planear los pozos posteriores y altamente desviados a modo de minimizar torque y arrastre. Usar el torque y arrastre como criterio para seleccionar la trayectoria más adecuada, ayudará a asegurar la operación exitosa de cementación. Segundo, un conocimiento más completo de las cargas sobre la sarta, permite el mejoramiento de las técnicas de diseño de tuberías. Los componentes pueden ser escogidos considerando las fuerzas adicionales involucradas.

Para que la sarta de revestimiento quede bien centrada en el hoyo, y a objeto de evitar que ésta se recueste contra la pared del hoyo (Fig.1-3), ocasionando luego defectos en la continuidad del cemento en el espacio anular; se le instalan a la sarta centralizadores (Fig.1-4). El empleo de los centralizadores en las tuberías de revestimiento, todavía no ha sido bien recibido del todo, pues algunos operarios en campo alegan que la tubería tiende a atascarse con mayor facilidad. Sin embargo, como se explica en los Apéndice A y B, es un hecho, que para obtener un flujo de la lechada adecuado, es conveniente emplear los centralizadores<sup>[4,6]</sup>. Por otra parte, es beneficioso mover la tubería para obtener una remoción de lodo satisfactoria<sup>[4,7,8,9]</sup>.



**Fig.1-3. Descentralización del Revestidor**



**Fig.1-4. Centralizador**

En la cementación, la meta principal es obtener el mejor trabajo en la primera sesión de vaciado del cemento. Otros insumos costosos e innecesarios y la cementación forzada pueden ser evitados en numerosas ocasiones, aplicando conocimientos de cementación y principios de ingeniería con un riesgo mínimo<sup>[7]</sup>. Debido a esto, PDVSA INTEVEP

propuso el desarrollo de un simulador para estimar torque y arrastre sobre tuberías de revestimiento en pozos petroleros. Esto permitiría predecir si el revestimiento puede bajar sin atascarse o no, sobre todo cuando se colocan centralizadores; disminuyendo así el tiempo de construcción del pozo, costos operacionales y eliminando inversiones innecesarias, producto de una bajada y/o cementación inadecuada. Además de la carga en el gancho, se podría conocer la distribución de cargas axiales en la sarta y el torque mientras es rotada.

En la sección 1-2 se lleva a cabo un estudio detallado de los avances realizados en el campo de modelado de torque y arrastre, comparando sus aportes y limitaciones. La sección 1-3 plantea la necesidad de desarrollar un método para estimar torque y arrastre, mientras que la sección 1-4 y 1-5 están dedicadas a los objetivos y alcances del proyecto respectivamente. El Capítulo II describe la importancia de la perforación direccional así como algunas de sus tecnologías. Además presenta los parámetros geométricos de pozos direccionales y su clasificación. El capítulo III explica los tipos de sarta de revestimiento y como se lleva a cabo el proceso de cementación de las mismas. El Capítulo IV es dedicado al comportamiento de las viga-columnas y a las ecuaciones que las gobiernan. El Capítulo V es posiblemente el más importante de este trabajo, en el cual se explica el método de solución para determinar el perfil de tensiones y de torque a lo largo de la sarta, y se presentan las ecuaciones empleadas. En éste, se muestran los pasos a seguir; desde la suposición de una distribución inicial de carga axial, hasta refinarla, tomando en cuenta las fuerzas cortantes y momentos flectores. El Capítulo VI describe la implementación computacional de este método, desde la introducción de data, pasando por los cálculos computacionales hasta la obtención de resultados. El Capítulo VII se dedica a la presentación de resultados y su correspondiente análisis y el Capítulo VIII a las conclusiones y Recomendaciones.

## 1-2. ANTECEDENTES

El estudio de las sartas existe desde los primeros pozos. Inicialmente, la mayoría de los pozos eran verticales y poco profundos. Durante este periodo; posicionar la sarta de revestimiento dentro del hoyo era una tarea relativamente sencilla, porque la gravedad ayudaba y los efectos de fricción podían considerarse pequeños. Tiempo después, como consecuencia del desarrollo de la tecnología de pozos direccionales y horizontales, el procedimiento de bajar la sarta se complicó. En este caso, la trayectoria del pozo impone nuevas restricciones, debido a que la tubería necesariamente debe flexionarse al pasar a través de un radio de curvatura de hoyo dado.

Los estudios más profundos sobre la fricción y su influencia sobre torque y arrastre se han realizado para las sartas de perforación. Por otra parte, el modelado de arrastre en tuberías de revestimiento, se limita generalmente a determinar la carga en el gancho, así como a determinar el torque mientras son rotadas.

Esta sección presenta una revisión de la literatura, que ayuda a comprender los avances referentes a las operaciones de bajada de sartas, tomando en cuenta el torque y el arrastre, así como los factores que influyen en estas magnitudes.

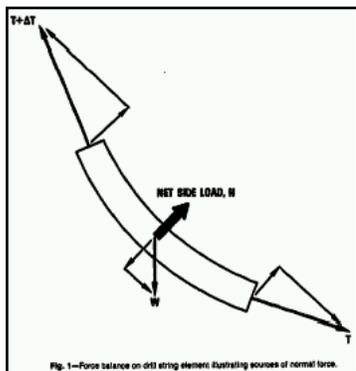
El primer trabajo en el área de estudio de torque y arrastre en tuberías de perforación fue desarrollado por Lubinski (1950) <sup>[10]</sup>, describiendo el comportamiento de flexión y pandeo de los portamecha, bajo varias condiciones de carga en agujeros rectos. En un trabajo posterior, Bogy y Paslay (1963) <sup>[11]</sup>, Dawson y Paslay (1984) <sup>[12]</sup> desarrollaron un método para calcular arrastre sobre portamechas en agujeros inclinados. Los autores realizan un análisis de estabilidad de la sarta en compresión; y que, en pozos inclinados, permite disminuir el peso de la sarta y por tanto el torque y arrastre.

W. Goins y O'Brien Goins <sup>[13]</sup> presentaron en 1980 una completa descripción de la flotación y su relación con los esfuerzos. Describieron la flotación como el resultado de fuerzas debidas a presión hidrostática aplicadas verticalmente sobre las superficies

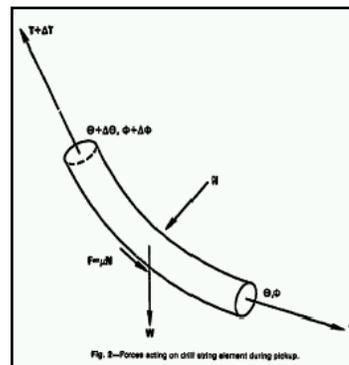
expuestas (hombros) y áreas finales de la tubería. En su trabajo, los autores discuten dos interpretaciones diferentes de la zona neutra. La primera la define como la zona de esfuerzo axial cero, mientras que la segunda, se refiere a la zona donde la fuerza de compresión es igual a la presión hidrostática. Expresan que la compresión axial debida a la flotación no define una tendencia a pandeo.

Johancsik, Friesen y Dawson (1984) <sup>[14]</sup> desarrollaron un método para calcular torque y arrastre durante la perforación. En este método los autores tratan a la sarta como un cable que posee peso, pero no rigidez; sin embargo, reconocieron que la fuerza normal puede verse influenciada por la rigidez. La fuerza de fricción fue calculada evaluando la fuerza de contacto entre la tubería y el hoyo; y multiplicándola por un coeficiente de fricción. Para calcular el factor de fricción promedio se utilizó data de campo y se introdujo como entrada al modelo. Los factores de fricción oscilaron entre 0.25 y 0.4. El factor de fricción durante la subida resultó ligeramente mayor que durante la bajada.

La expresión desarrollada por los autores para el cálculo de arrastre, está solamente en términos de tensión y no toma en cuenta la presión del lodo. Solamente consideran dos contribuciones a la fuerza normal: el efecto de la gravedad sobre la tubería y el efecto de la tensión (Fig.1-5). Los cálculos de las fuerzas normales, fuerzas de fricción y fuerzas de arrastre son hechos en secciones incrementales de la sarta de perforación, comenzando desde el fondo hasta el tope de la misma (Fig.1-6).

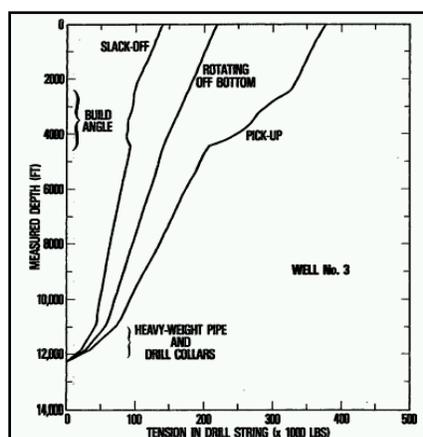


**Fig.1-5. Balance de Fuerzas que Contribuyen a la Normal<sup>[14]</sup>**



**Fig.1-6. Fuerzas Actuantes Durante la Subida del Revestidor<sup>[14]</sup>**

Una vez determinado el factor de fricción, los autores calcularon los perfiles de carga a lo largo de la sarta. La figura 1-7 muestra los perfiles de Carga vs. Profundidad obtenidos por Johancsik, Friesen y Dawson. Las tres líneas mostradas de izquierda a derecha son: el peso durante la bajada (Slack Off), el peso de la sarta rotando en el fondo (Rotating of Bottom) y el peso durante la subida (Pick Up). Los autores explican que los resultados obtenidos en los cálculos de prueba, no varían significativamente al cambiar las longitudes de las secciones incrementales. En pruebas realizadas a partir de data de campo típica; cambiando de 1 a 100 ft la longitud de los elementos, se produjo un cambio aproximado de un 1%.

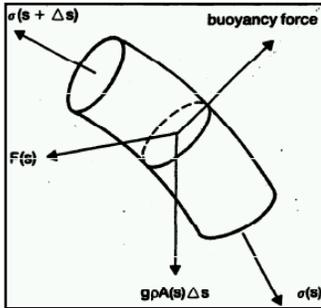


**Fig.1-7. Perfiles de Carga Obtenidos por Johancsik, Friesen y Dawson<sup>[14]</sup>**

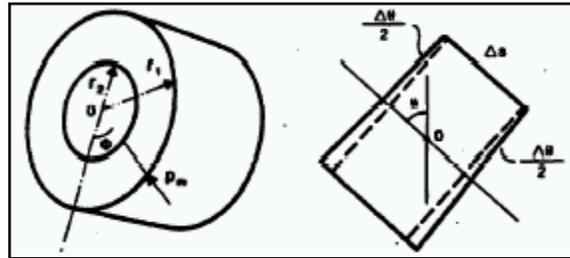
Para cuantificar las cargas en el gancho se desarrollaron instrumentos de medición complejos. El trabajo explica detalladamente el funcionamiento de estos instrumentos, así como también los procedimientos empleados para dichas mediciones. Durante esta explicación, los autores narran los problemas que solventaron en cuanto a la instrumentación.

Sheppard, Wick y Burgess (1987) <sup>[15]</sup> propusieron un modelo teórico para evaluar torque y arrastre (Fig.1-8). Dicen que el arrastre se experimenta como una carga adicional al peso de la sarta cuando es sacada del hoyo; y que las pérdidas de torque ocurren de forma tal, que el torque disponible en el fondo de la tubería es considerablemente menor que el

aplicado en la mesa rotatoria. En este trabajo se deducen las expresiones para los perfiles de tensión y fuerza de contacto en función de la longitud de curvatura “s”, de manera que en el fondo del pozo  $s = 0$ .

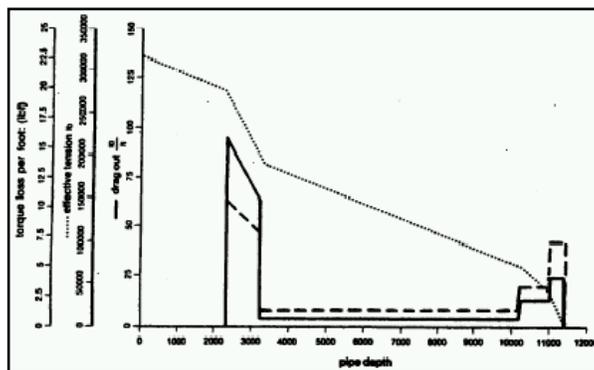


**Fig.1-8. Fuerzas que Contribuyen a la normal<sup>[15]</sup>**



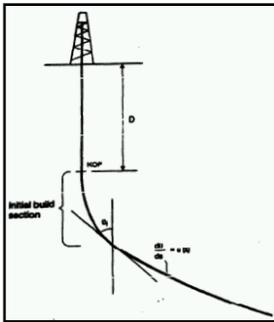
**Fig.1-9. Esquema Para el Cálculo de la Flotación<sup>[15]</sup>**

A diferencia de Johancsik <sup>[14]</sup>, se propone una formulación que sí toma en cuenta la presión del lodo mediante la introducción del término de “tensión efectiva”. La tensión efectiva se trata como la suma algebraica de la tensión de la sarta y el producto de la presión en “s” por la sección transversal de la tubería (Fig.1-9). De esta manera, el perfil del cambio incremental de tensión queda en función de las contribuciones del peso, la fuerza de roce y la presión. Aunque no se considera la rigidez de la sarta, se realiza un análisis detallado del arrastre, torque y tensión efectiva para la obtención de los perfiles (Fig.1-10).

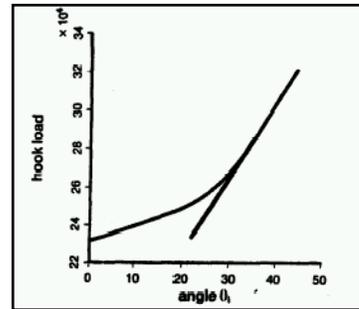


**Fig.1 -10. Torque, Tensión y Arrastre Vs. Profundidad Para un Hoyo Convencional<sup>[15]</sup>**

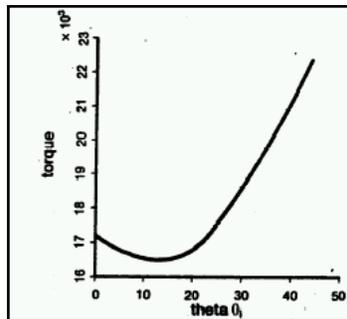
Los autores expusieron que las cargas laterales se ven influenciadas por la geometría del hoyo (Fig.1-11). Se presta atención particular a la reducción de las cargas laterales que se presenta en la curva catenaria (Fig.1-12) y en el perfil de curvatura constante (Fig.1-13). Además, discuten como el torque y arrastre causado por interacción hoyo-tubería puede reducirse con una apropiada selección de la trayectoria del hoyo. La fuerza de arrastre es considerada proporcional a las fuerzas de contacto. Se define un “Factor Global de Fricción”,  $K$ , que oscila entre 0.2 y 2.4 (predominando 0.3). Exponen que este factor puede verse influenciado por la rigidez. Adicionalmente sugieren que los efectos de arrastre tienen otras fuentes adicionales a la trayectoria del hoyo.



**Fig.1-11. Trayectoria Convencional de Hoyo<sup>[15]</sup>**



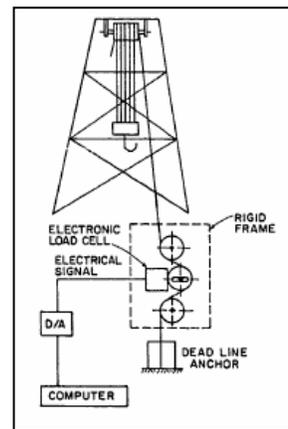
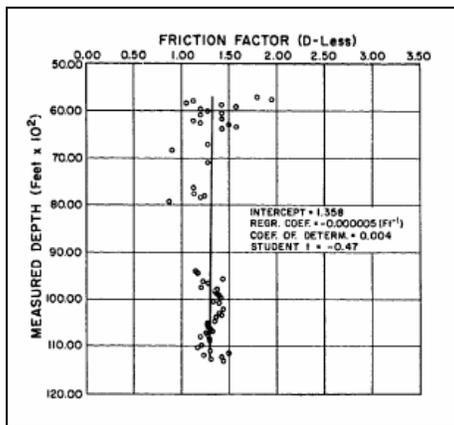
**Fig.1-12. Carga en el Gancho Vs. Inclinación Para Catenaria y Para Curvatura Constante**



**Fig.1-13. Torque Vs. Inclinación para Curvatura constante**

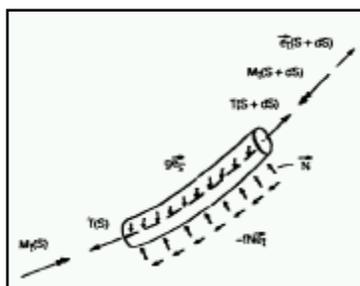
Maidla y Wojtanowicz, 1987 <sup>[16]</sup> presentan un método para evaluar un coeficiente de fricción global entre el hoyo y el revestidor, en el cual no se considera la rigidez de la tubería. Los cálculos se basan en hacer coincidir la data de carga en el gancho, con la carga en el gancho calculada asumiendo un factor de fricción. La sarta se calcula desde el

fondo hasta la superficie, y los cálculos se realizan para cada punto de data de campo. El procedimiento es el mismo sin importar si la tubería sube o baja. En este trabajo, la fricción entre el revestidor y el hoyo es vista en un escenario macroscópico, donde el valor promedio del factor de fricción global es relativamente constante a lo largo del hoyo (Fig.1-14). Los autores afirman que el coeficiente de fricción global es una simplificación de lo que se cree es un mecanismo complejo de interacción sarta/hoyo. También se describen los procedimientos de recolección de data (Fig.1-15).

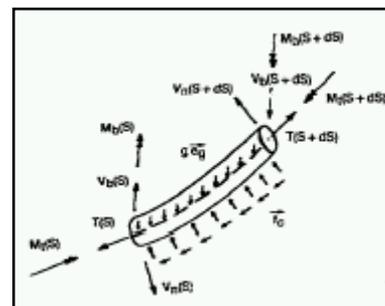


**Fig.1-14 Estabilización del Factor de Fricción<sup>[16]</sup> Fig.1-15. Esquema de Medición<sup>[16]</sup>**

Ho (1988) <sup>[17]</sup> presentó un método para predecir el torque y el arrastre debido a la fricción, en el cual asume una distribución de fricción de Coulomb entre el hoyo y la sarta de perforación. Utiliza la tensión efectiva para considerar los efectos de presión. En el trabajo se desarrollan dos programas, uno modelando la sarta sin considerar su rigidez (Fig.1-16), y otro tomando en cuenta la rigidez (Fig.1-17).

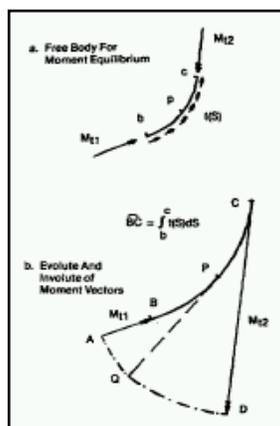


**Fig.1-16. Equilibrio en el modelo que no Considera Rigidez<sup>[17]</sup>**



**Fig. 1-17. Equilibrio en el modelo que sí Considera Rigidez<sup>[17]</sup>**

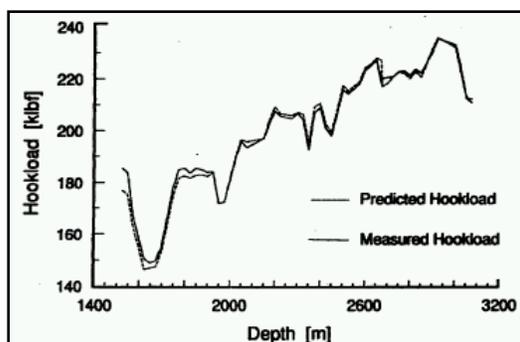
El autor desarrolla las ecuaciones que gobiernan la sarta en coordenadas curvilíneas para el modelo flexible. También desarrolla una teoría rigurosa para calcular la fuerza de contacto, el torque y el arrastre considerando rigidez; suponiendo que existe contacto continuo entre la sarta y el hoyo y que sus ejes coinciden. Se discuten las limitaciones del modelo flexible, comparándolo con el que considera rigidez. El autor concluye que el modelo flexible viola el equilibrio fundamental de la sarta (Fig.1-18) y es solamente válido cuando la trayectoria del hoyo es suave. Dice también que el modelo flexible ignora los efectos de rigidez, existencia de estabilizadores y holgura en el hoyo. Además, éste tipo de modelo no se ve afectado por la curvatura del hoyo. Asimismo, afirma que el modelo flexible presenta torque y arrastre subestimado o un coeficiente de fricción sobreestimado.



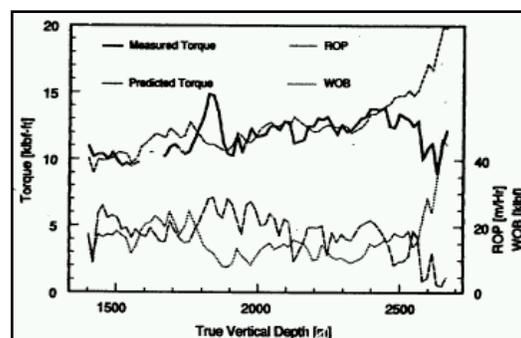
**Fig.1-18. Transferencia de Torque en el Modelo Flexible<sup>[17]</sup>**

Child y Ward (1988) <sup>[18]</sup> desarrollaron un simulador en lenguaje Pascal, que predice cargas y esfuerzos en sargas de perforación. Presentaron mejoras a los trabajos realizados por Mobil <sup>[13,14]</sup>, incluyendo simulación de desvíos, cálculo de momentos flectores (utilizando teoría de vigas continuas) y opción para múltiples fluidos. Discuten cuatro factores de fricción: hoyo abierto/fluido base agua, hoyo abierto/fluido base aceite, hoyo revestido/fluido base agua y hoyo revestido/fluido base aceite. Encontraron que el factor de fricción era prácticamente independiente del tipo de operación o material de la sarta. Describe aspectos del desarrollo y validación del modelo. El simulador está codificado para correr en un computador personal tipo IBM PC. Los autores no describen el método de cálculo, pero los resultados obtenidos en cuanto a carga en el gancho son excelentes

(Fig.1-19), no siendo éste el caso para Torque (Fig.1-20). Muestran que para tuberías rígidas, las irregularidades locales tienen un efecto marcado en la fuerza de contacto.



**Fig.1-19 Carga en el Gancho Vs. Profundidad  
Medida y Prevista<sup>[18]</sup>**



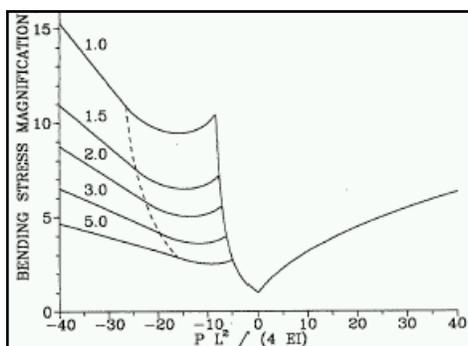
**Fig.1-20. Torque Vs. Profundidad  
Medido y Previsto<sup>[18]</sup>**

Schuh <sup>[19]</sup> en 1991, presenta un modelo para calcular la fuerza crítica de pandeo en los agujeros verticales y direccionales. Incluye métodos para calcular los esfuerzos por flexión, de tuberías con juntas, sometidas a compresión. También incluye un método para calcular las deflexiones que causan que la tubería haga contacto con el hoyo. Esta aproximación resuelve la incógnita de cómo las juntas afectan la fuerza crítica de pandeo, la curvatura de la tubería y el esfuerzo máximo por flexión.

En 1991, Dareing y Ahlers <sup>[20]</sup> y en 1992, Rocheleau y Dareing <sup>[21]</sup> desarrollaron un método para la predicción de arrastre en hoyos de alta curvatura en el cual se uso una matriz de transformación algebraica y un proceso iterativo para conseguir las fuerzas de arrastre. Se concentraron en el análisis del efecto de la rigidez a la flexión, sobre el arrastre. Ellos expresaron las ecuaciones de flexión en coordenadas polares, eliminando así, el problema que traen las ecuaciones diferenciales no lineales. Los resultados fueron alentadores, pero tuvieron problemas de convergencia al usar un número alto de secciones.

Paslay (1991) <sup>[22]</sup> presenta una solución al problema de Lubinski (1977), pero ahora para cuando la sarta se encuentra sometida a fuerzas axiales de compresión. El trabajo, además de mostrar la deducción de las ecuaciones cuando la sarta está sometida a tensión,

presenta una solución analítica para la máxima curvatura de la sarta cuando está sometida a compresión. Estudia tres casos: el caso en el cual no hay contacto alguno, el caso de contacto puntual y el caso de contacto a lo largo de un segmento de la sarta. Este trabajo también presenta ejemplos de cómo la tensión y compresión magnifica el momento flector (Fig.1-21) y resalta su importancia.



**Fig.1-21. Factor de Magnificación de Esfuerzo<sup>[22]</sup>**

Banks, Hogg y Thorogood (1992) <sup>[23]</sup> examinaron el problema del torque en la superficie. Empleando un simple modelo bidimensional, examinaron la interacción entre distintas variables incluyendo la tortuosidad, puntos de desvío y tasa de concavidad. Indican que la máxima profundidad depende de la inclinación, y que se ve limitada por la tortuosidad.

Paslay (1994) <sup>[24]</sup> realiza un análisis completo de esfuerzos en la sarta, enfatizando en la formulación de torque y arrastre. Payne y Abbasian <sup>[25]</sup> presentaron varios aspectos relacionados con la predicción de torque y arrastre, y resaltaron la importancia de la data durante el taladrado para calibrar los modelos. En la Fig.1-22 se muestra una correlación de predicciones de torque con data de campo para una sección de 12 ¼ pulgadas y en la Fig.1-23 se muestra el comportamiento de una sección compleja de 8 ½ pulgadas.

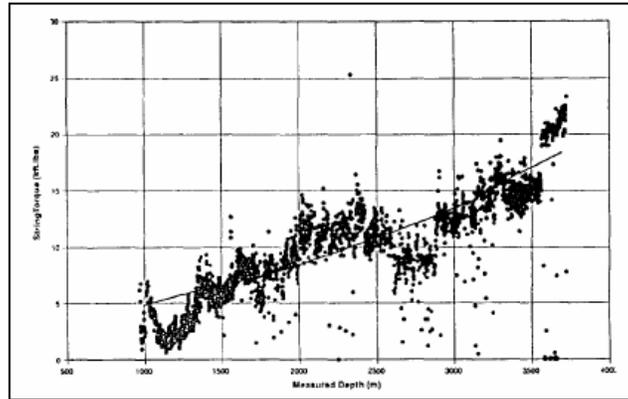


Figura 1-22. Correlación de predicciones de Torque<sup>[25]</sup>

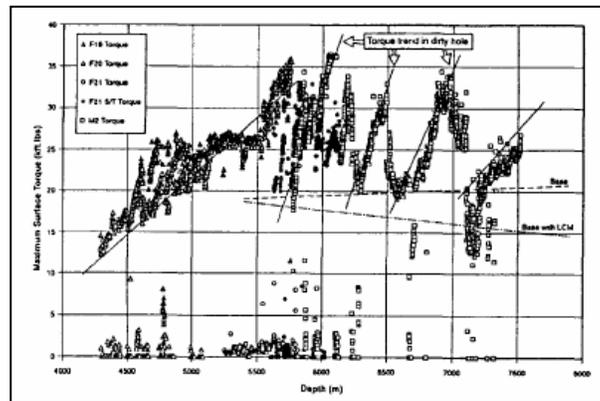
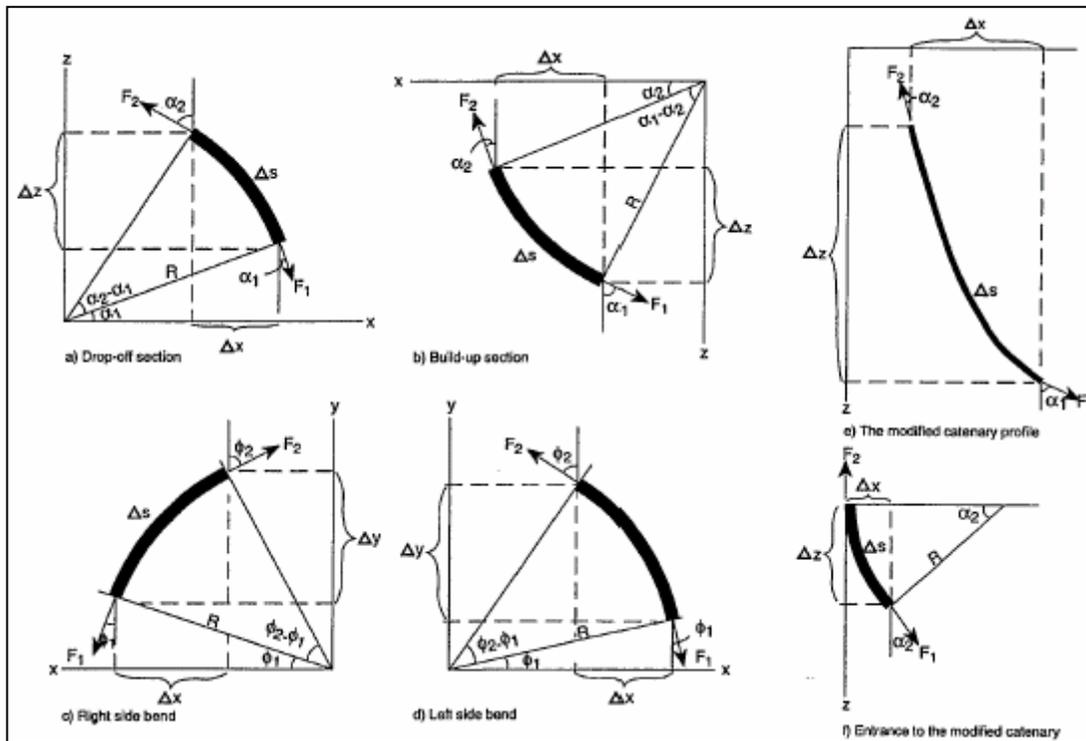


Fig.1-23. Torque Vs. Profundidad en una Zona Compleja<sup>[25]</sup>

Rocheleau y Zhao, 1997 <sup>[26]</sup> presentan un nuevo método que predice las fuerzas de arrastre durante la perforación (entrando y saliendo). El método se basa en modelar la sarta de perforación como un arreglo de vigas continuas usando la teoría de vigas de Timoshenko. Los autores notaron que la selección del factor de fricción tenía una gran influencia sobre los resultados. Las predicciones durante la subida se acercaron bastante a la realidad, no así, durante la bajada.

En 1988, Aadnoy, Stavanger y Anderson <sup>[27]</sup>, mostraron ecuaciones explícitas para modelar torque y arrastre. Muestran ecuaciones para trayectorias tridimensionales con diferentes geometrías, pero sin considerar la rigidez (Fig.1-24). Posteriormente (1999), Aadnoy, Stavanger, Larsen y Berg <sup>[28]</sup>, analizaron las fuerzas debido a pegamiento

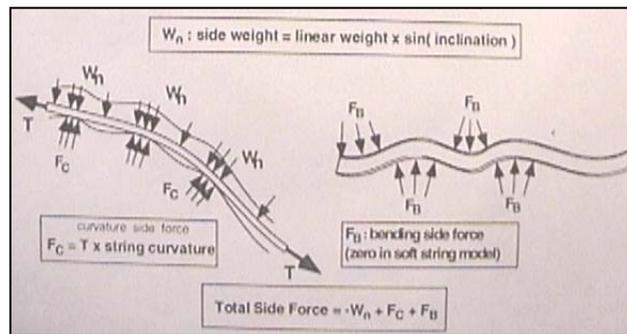
diferencial, la resistencia de la tubería bajo cargas combinadas, efectos de flotación y como se relaciona el factor de fricción con el torque y arrastre.



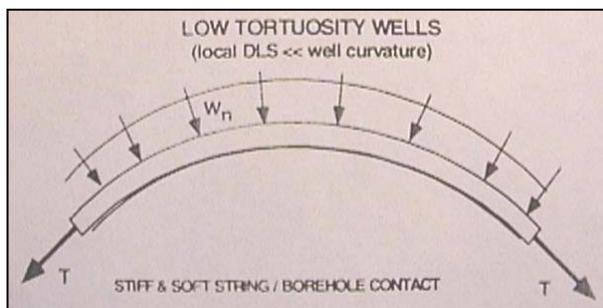
**Fig.1-24. Diferentes Geometrías de Hoyo Analizadas en [27]**

En 1999, Rezmer, Chau, Hendriks, Woodfine, Stacey y Downton <sup>[29]</sup>, definen una metodología que usa corridas basadas en data de campo, para medir los esfuerzos tridimensionales de la sarta. Explican la importancia de considerar la rigidez en hoyos direccionales. Realizan comparaciones de un modelo que no considera rigidez, contra otro que si la toma en cuenta, y usa un análisis para considerar la holgura tubería/hoyo. Afirman que esta última produce un análisis más realista de los esfuerzos y cargas y cargas actuantes. Los autores relacionan los esfuerzos axiales, de flexión y de torsión mediante el esfuerzo de Von Mises. Describen las componentes de la fuerza de contacto (Fig.1-25) que resultan del peso lateral, la curvatura y el momento flector. Aseguran que para hoyos de baja tortuosidad, el análisis de carga de contacto es similar si se considera o no la rigidez (Fig.1-26). Por el contrario, en hoyos de tortuosidad considerable, el modelado de cargas de contacto varía significativamente (Fig.1-27). Basados en data de cuatro pozos de Hiberia

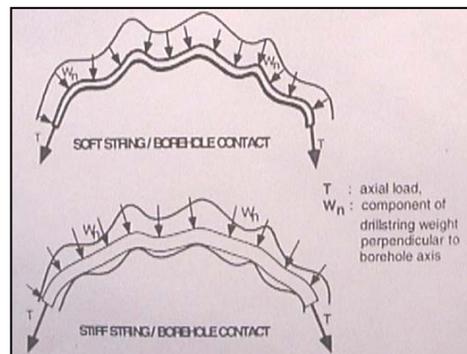
(Irlanda), compararon el torque y arrastre usando distintos fluidos de perforación. Estas comparaciones resaltaron la necesidad de lubricación que proveen los lodos base aceite.



**Fig.1-25. Componentes de Fuerza Lateral<sup>[29]</sup>**

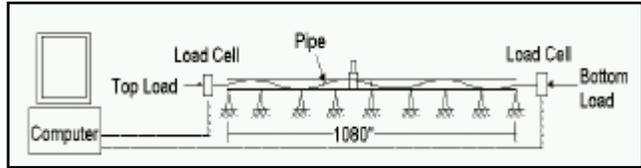


**Fig.1-26. Hoyo de Baja Tortuosidad<sup>[29]</sup>**

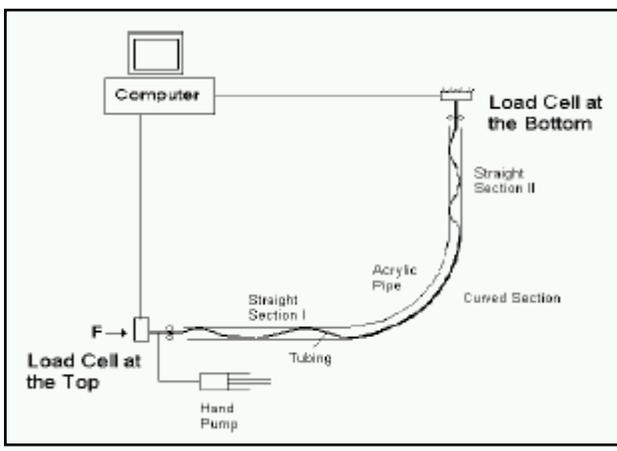


**Fig. 1-27. Hoyo de Alta Tortuosidad<sup>[29]</sup>**

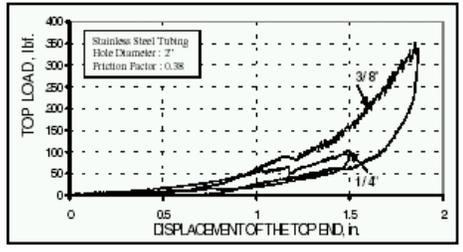
Kuru, Martinez y Miska<sup>[30]</sup>, realizaron pruebas experimentales en la Universidad de Tulsa para estudiar el comportamiento de pandeo de tuberías, en hoyos horizontales (Fig.1-28) y hoyos curvos (Fig.1-29). Los resultados experimentales mostraron una gran influencia del diámetro (Fig.1-30) y las condiciones de apoyo finales en el comportamiento de pandeo. Por el contrario, la presión estática aparentó no tener una influencia significativa. Aunque en la parte de análisis consideraron la rigidez de la tubería, la diferencia con los resultados experimentales alcanzó hasta un 24%. Los autores señalan que se requiere de experimentos posteriores para verificar los modelos matemáticos.



**Fig.1-28. Arreglo Experimental Para Hoyo Horizontal<sup>[30]</sup>**



**Fig.1-29. Arreglo Experimental Para Hoyo Inclinado<sup>[30]</sup>**



**Fig. 1-30. Efecto del Diámetro Sobre la Carga Axial<sup>[30]</sup>**

Ciccola<sup>[31]</sup> presenta en 1999 un simulador que permite determinar la ubicación de los centralizadores en las tuberías de revestimiento. En éste, se realiza un análisis de la flotación cuando el fluido dentro de la tubería es distinto al de afuera. Se expresa que la flotación no debe considerarse como una carga distribuida en la dirección axial y se presentan diferencias notables entre el modelo propuesto y el modelo API. El autor asegura que el modelo propuesto describe de manera más realista el efecto de la presión sobre la sarta.

En PDVSA INTEVEP se ha venido desarrollando desde 1997 APICES., una plataforma de simulación, que tiene por objetivo estandarizar y automatizar el proceso de cementación desde el diseño hasta la ejecución del trabajo, mediante la incorporación de experiencias y estándares nacionales e internacionales en el área de cementación. Actualmente se están incorporando a APICES<sup>®</sup> 2.0 los simuladores Sicint (Hidráulica de la cementación) y

Centubint<sup>[31]</sup> (Centralización de tubería), con el objeto de disponer de una herramienta más completa, que permita planificar de forma integral y compartiendo la data de las operaciones. Esta integración, programada en Visual Basic 6.0, tiene como resultado APICES 3.0.

### 1-3. PLANTEAMIENTO DEL PROBLEMA

El conocimiento de parámetros como torque y arrastre es fundamental en la exitosa construcción de un pozo. PDVSA INTEVEP propone el desarrollo de un modelo para estimar torque y arrastre durante la bajada y cementación de tuberías de revestimiento en pozos petroleros, para incorporarlo a la herramienta APICES 3.0.

El arrastre de la tubería de revestimiento es la fuerza incremental requerida para mover la tubería hacia arriba o hacia abajo dentro del hoyo; el torque es el momento requerido para rotar la tubería. Las magnitudes de torque y arrastre están relacionadas en cada pozo particular, un alto arrastre y alto torque normalmente ocurren en conjunto<sup>[14]</sup>.

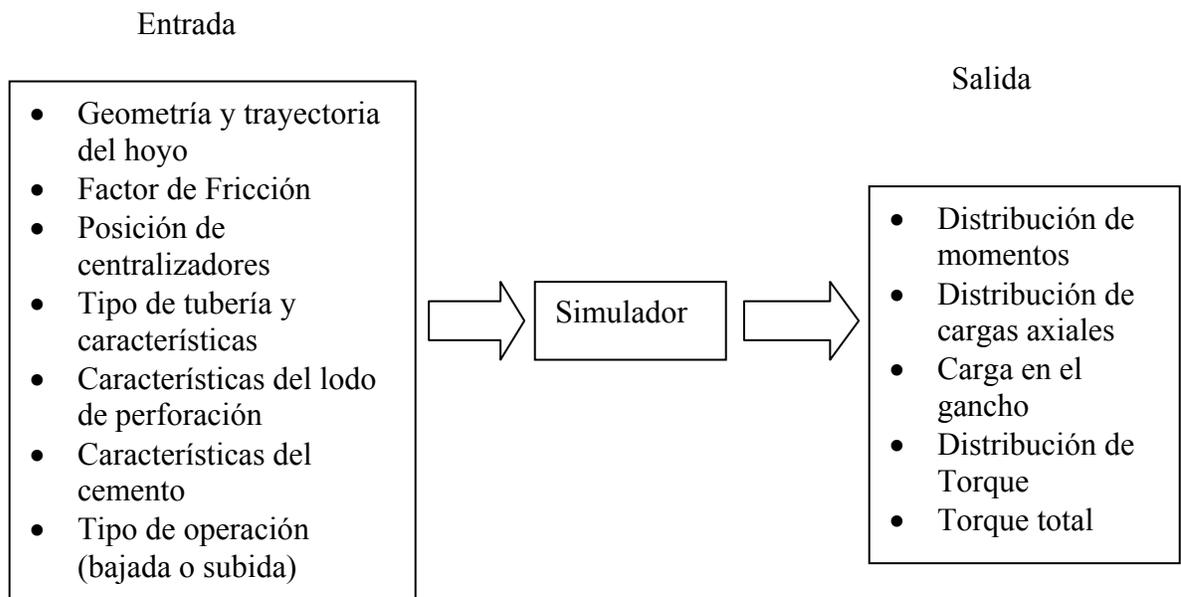
Existen numerosas causas debido a las cuales se obtienen un torque y arrastre excesivo, incluyendo condiciones de estrechez del hoyo, formaciones desprendibles, las ranuras de hoyo (keyseats), el pegamiento diferencial “differential sticking” (tendencia de la tubería a pegarse de la pared del hoyo debido a una diferencia de presiones), presencia de ripios debido a una limpieza pobre del hoyo, y la fricción (debida al deslizamiento de la tubería dentro del hoyo). Todas estas razones, menos la última, están asociadas a problemas en las condiciones del pozo. Recíprocamente, en hoyos con buenas condiciones, la fuente primaria de torque y arrastre, es la fricción entre la tubería de revestimiento y las paredes del hoyo<sup>[14-18,20,22,23,25-27,30]</sup>.

El Torque y arrastre, sin importar cual sea su fuente, se tornan problemáticos en pozos direccionales. En hoyos muy profundos y hoyos altamente desviados, el torque y arrastre resultantes pueden ser críticos para la terminación satisfactoria de un pozo.

Para el modelo desarrollado, la geometría y trayectoria del hoyo son conocidas, al igual que la ubicación y tipo de centralizadores. Se conoce también el tipo de tubería y sus características (peso unitario, diámetros, inercia, etc.). Además, se conoce el peso del lodo (posteriormente peso del cemento).

El modelo fue desarrollado en Visual Basic 6.0 y muy pronto será capaz de interactuar con los demás módulos de APICES. 3.0. Algunos de los parámetros de entrada son tomados en campo, mientras que otros se obtendrán de otros módulos de APICES 3.0, como Centubint <sup>[31]</sup> (Colocación de centralizadores) y Sicint (Hidráulica de la cementación). El usuario debe proporcionar también información sobre el tipo de operación (bajada, subida o rotación). El factor de fricción se debe estimar en función de las experiencias previas en formaciones similares. Conocido el factor de fricción, se podrá determinar el torque necesario en la superficie y la carga en el gancho.

Los parámetros de entrada y salida del Modelo a desarrollar se muestran en el esquema siguiente



**Fig.1-31. Esquema Del Modelo Desarrollado**

## **1-4. OBJETIVOS**

### **1-4.1. Objetivo General**

Desarrollar un modelo computacional, para estimar torque y arrastre durante la bajada y cementación de tuberías de revestimiento en pozos petroleros; tomando en consideración los efectos de rigidez de la tubería y presencia de centralizadores.

### **1-4.2. Objetivos Específicos**

- Inducción a la cementación de pozos y a los procesos asociados.
- Inducción al comportamiento de las viga-columnas y de vigas continuas sometidas a acciones axiales y laterales.
- Inducción al uso de Visual Basic 6.0.
- Interpretación y discusión de los modelos existentes para simulación de torque y arrastre de tuberías. Comparación de ventajas y desventajas entre ellos.
- Revisión de los modelos propuestos por el equipo de trabajo.
- Definir los efectos de la geometría del hoyo sobre el torque y el arrastre.
- Determinación de los efectos de la flotación sobre el peso efectivo de la sarta.
- Determinación de la influencia del peso efectivo de la sarta sobre, la fuerza normal, la fuerza de fricción y por lo tanto sobre el torque y arrastre.
- Definir los efectos de rigidez de la tubería sobre la fuerza de contacto, y por tanto sobre el torque y el arrastre. Definir la forma de transmisión de momentos entre un tramo y otro en la tubería.
- Definir los efectos de presencia de centralizadores sobre el torque y arrastre.
- Desarrollo de la metodología de solución para estimar el torque y arrastre, considerando los efectos estudiados.
- Adaptación de códigos existentes en otros módulos de APICES.
- Desarrollo de una rutina para la estimación de cargas de inicialización (axiales y de contacto).
- Desarrollo de una rutina para calcular los momentos a lo largo de la sarta.

- Desarrollo de una rutina para calcular las cargas cortantes a lo largo de la sarta.
- Desarrollo de una rutina para estimar la fuerza de fricción a lo largo de la sarta.
- Desarrollo de una rutina para estimar las nuevas cargas axiales tomando en cuenta los momentos, fuerzas cortantes y cargas de fricción.
- Implementación e integración computacional.
- Desarrollo del simulador para estimar torque y arrastre en tuberías de revestimiento.

## 1-5. ALCANCES

- Determinación de los efectos de la flotación sobre el peso efectivo de la sarta.
- Determinación de la influencia del peso efectivo de la sarta sobre, la fuerza normal, la fuerza de fricción y por lo tanto sobre el torque y arrastre.
- Determinación de los efectos de rigidez de la tubería sobre la fuerza de contacto, y por tanto sobre el torque y arrastre en la tubería de revestimiento.
- Determinación de los efectos de la presencia de centralizadores sobre las condiciones de apoyo de la sarta.
- Adaptación de códigos existentes en otros módulos de APICES.
- Desarrollo del código en Visual Basic 6.0.
- Desarrollo del simulador para estimar torque y arrastre en tuberías de revestimiento tomando en cuenta los efectos de rigidez, presencia de centralizadores, transmisión de momentos y peso efectivo de la sarta.
- Incorporación del módulo de torque y arrastre a APICES 3.0.
- El simulador deberá ser capaz de calcular la carga en el gancho durante la bajada o subida del revestidor, y de calcular las cargas necesarias para reciprocar o rotar la tubería de revestimiento. Debe ser fácil de usar y debe proveer información gráfica para asimilar la gran cantidad de datos. Debe funcionar tanto para las secciones cóncavas del hoyo, como para las zonas convexas.

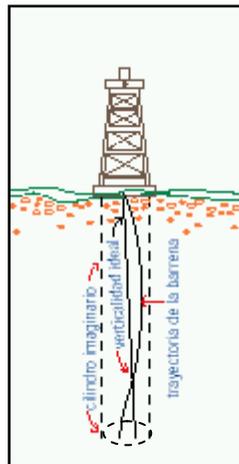
## CAPÍTULO II

### PERFORACIÓN DIRECCIONAL

En esta sección se consideran algunas tecnologías y aplicaciones de perforación direccional y horizontal. Se describen las características de un pozo perforado direccionalmente y sus ventajas respecto a los verticales. También se presentan los parámetros geométricos y la clasificación de los pozos direccionales.

#### 2-1. Del Hoyo Vertical a la Tecnología Direccional

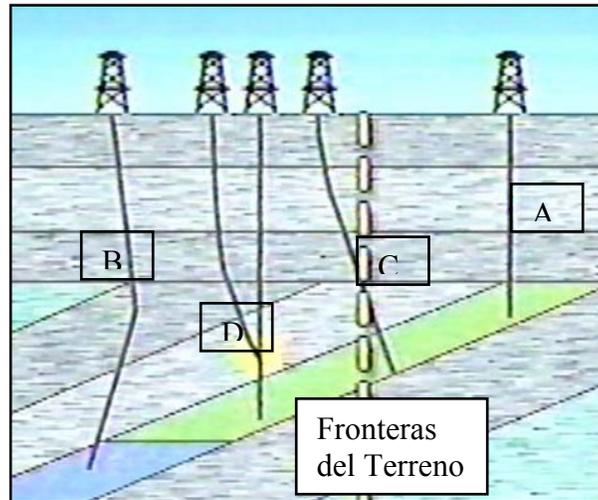
Desde los comienzos de la perforación rotatoria, se dice que, un hoyo es razonablemente vertical, cuando su trayectoria no rebasa los límites de un cilindro imaginario. Este cilindro se extiende desde la superficie hasta la profundidad total, y su base tiene un radio tal, que toca las cuatro patas de la cabria (Fig.2-1).



**Fig.2-1. Corte de un Pozo Vertical**

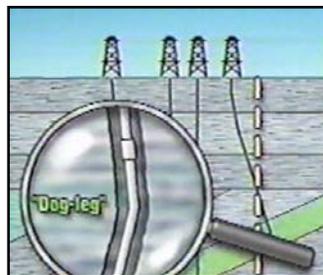
En el sentido técnico y aplicación rotatoria, no es fácil mantener el hoyo en rigurosa verticalidad desde la superficie hasta la profundidad final. Mientras más profundo esté el yacimiento petrolífero, más control exigirá la trayectoria de la mecha para mantener el hoyo recto.

Inicialmente los hoyos que debían ser verticales (2-2A), generalmente cambiaban de curso, perdiendo el objetivo (2-2B), cruzando las fronteras del terreno (2-2C) o incluso interceptando otros pozos (2-2D).



**Fig. 2-2. Problemas Resultantes de Desvío Fortuitos**

El cambio pronunciado de ángulo, conocido como doblez o “pata de perro” (Fig.2-3), resultaba en fallas de la sarta de perforación y, en casos extremos, hacía imposible la bajada de la sarta de revestimiento y el equipo de perforación. Estos inconvenientes parecían un salto atrás en la perforación rotativa, pero con el pasar de los años se ha mejorado el control de la desviación del pozo.

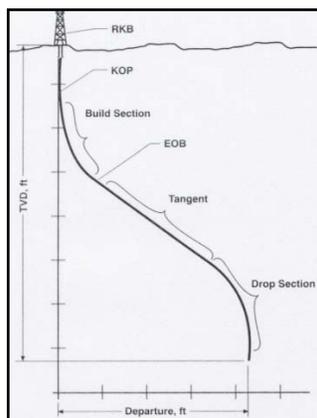


**Fig. 2-3. Dobleza o “pata de perro”**

## 2-2. El Hoyo Direccional

De las experiencias provenientes de la desviación fortuita durante la perforación convencional, nació, progresó, y se perfeccionó la tecnología de perforación direccional; y procedimientos que antes parecían un sueño, actualmente son casi de rutina. Mediante la perforación direccional se puede impartir, controlada e intencionalmente, el grado de inclinación, el rumbo y desplazamiento lateral, que finalmente debe tener el hoyo desviado con respecto a la vertical ideal, para alcanzar el objetivo seleccionado (Fig.2-4).

Los conceptos y prácticas de hacer hoyos desviados intencionalmente comenzaron a tener aplicaciones técnicas en la década de los treinta, y aunque los soviéticos ya habían perforado varios pozos horizontales en los 50's, su actividad estaba limitada hasta comienzos de los 80's, cuando se comenzaron a aprovechar las ventajas de la perforación direccional.

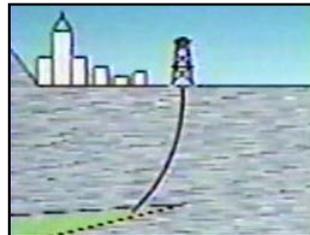


**Fig. 2-4. Corte de un Pozo Direccional**

## 2-3. Aplicaciones de la Perforación Direccional

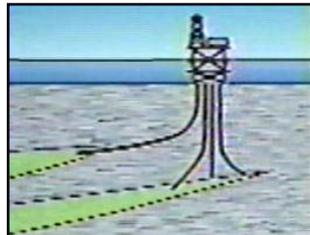
La perforación direccional es una manera de alcanzar objetivos que de otra forma serían imposibles. Esto la hace una herramienta valiosa y hasta esencial para la construcción de pozos. La perforación direccional se utiliza ventajosamente en muchas situaciones.

En algunas ocasiones, impedimentos naturales (montañas, por ejemplo), o construcciones urbanísticas; no permiten ubicar en la superficie, el taladro directamente sobre el objetivo (Fig.2-5). En estos casos, se opta por ubicarlo a una distancia adecuada y de allí hacer el hoyo direccional hacia el objetivo.



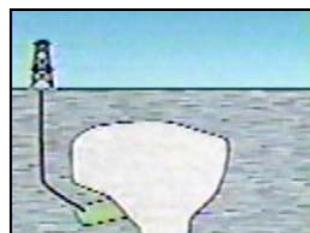
**Fig.2-5. Impedimentos sobre el objetivo**

En tierra y, sobre todo costa afuera, la perforación direccional moderna se ha utilizado ventajosamente para que; desde una misma locación, plataforma acuática o isla artificial, se perforen varios pozos (Fig.2-6). Este conjunto de pozos dio origen a la llamada *macolla de pozos*.



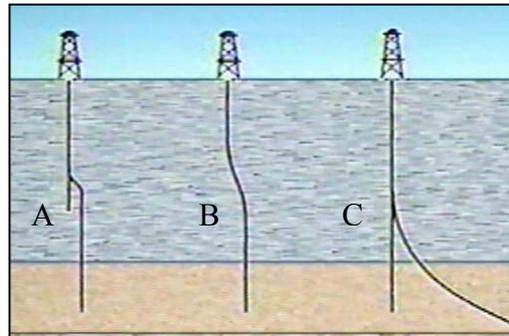
**Fig.2-6. Macolla de Pozos**

Los reservorios debajo de domos de sal (Fig.2-7) pueden causar innumerables problemas durante la perforación. Mediante perforación direccional puede evadirse este domo.



**Fig.2-7. Reservorio Bajo Domo de Sal**

Cuando por razones insalvables se tiene que abandonar la parte inferior del hoyo, se puede, en ciertas ocasiones, aprovechar la parte superior del hoyo para llegar al objetivo mediante perforación direccional y ahorrar tiempo y dinero. Podemos usar perforación direccional para pasar por un lado (Fig.2-8A), enderezar (Fig.2-8B) o reperforar (Fig.2-8C) un pozo existente.



**Fig.2-8. Cambios de Ruta en Hoyo**

En el caso que se abandona un pozo productor agotado, y cuando se advierte que sus condiciones internas no ofrecen riesgos, se podría optar por la perforación desviada para profundizarlo e investigar posibilidades de otros reservorios.

Cuando los métodos superficiales no pueden controlar un reventón (Fig.2-9), una alternativa es perforar desde la cercanía direccionalmente y entonces bombear fluido de perforación dentro del anular del pozo donde está ocurriendo el reventón. A estos pozos se les llama “pozos de socorro”.



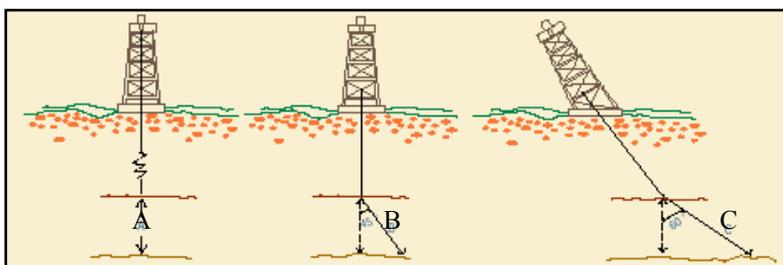
**Fig.2-9. Reventón Incontrolable Desde la Superficie**

## 2-4. Conceptos Económicos y Aplicaciones Avanzadas de Pozos Desviados

En la década de los años setenta, la industria petrolera comenzó a obtener respuestas a sus esfuerzos en la utilización de pozos desviados. Las razones: Posibilidad de obtener más producción por pozo, mayor producción acumulada por yacimiento y, por ende, mayores ingresos con menores inversiones.

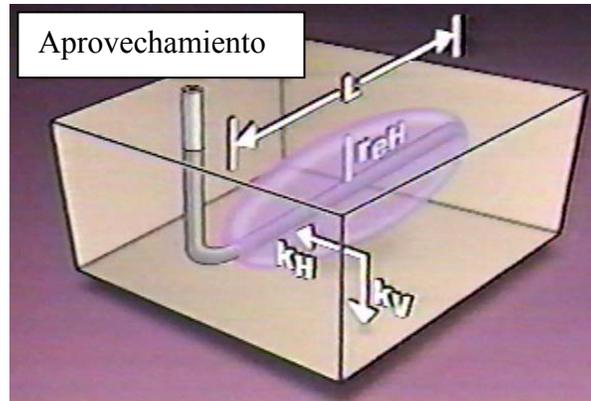
La macolla de pozos economiza en instalaciones, transporte, vigilancia e inspección, por estar en un solo punto.

La capacidad productiva del pozo depende del espesor del estrato, además de otras características; así que, en igualdad de condiciones, a mayor espesor mayor producción. Planteada así la situación, la respuesta la dio la perforación direccional, como método para penetrar más sección productiva en el mismo estrato (Fig.2-10).



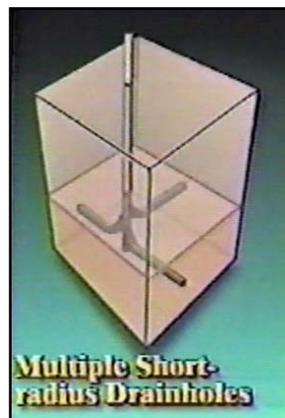
**Fig. 2-10. (A) Espesor de estrato productor penetrado verticalmente. (B) El mismo estrato productor penetrado direccionalmente a 45°. (C) Estrato penetrado a 60°.**

A medida que la tecnología ha avanzado, se han visto otras aplicaciones de gran importancia, por ejemplo, la perforación horizontal (Fig.2-11). La práctica de direccionar una sección del hoyo de manera lateral a través de la zona productiva, es un viejo concepto desarrollado durante los años ochenta. En el tipo apropiado de reservorio, los pozos horizontales han demostrado una mayor capacidad de explotación, aumentando las ganancias.



**Fig.2-11. Mayor Aprovechamiento del Reservorio  
Mediante Perforación Horizontal**

Otras técnicas, como la de perforar varios hoyos de vaciado a partir de un mismo hoyo vertical (Fig.2-12), se han tornado prácticas con los nuevos desarrollos. Estos desarrollos han ocurrido en áreas que van desde, la planificación del hoyo y las herramientas, hasta el monitoreo y registro, en tiempo real del proceso.

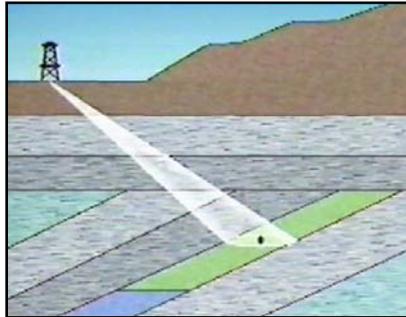


**Fig.2-12. Hoyos de vaciado múltiples a partir de Un mismo hoyo vertical**

## **2-5. Trayectoria o Perfil del Hoyo**

La meta en la planificación de la trayectoria de un pozo, es determinar la ruta más económica desde la superficie hasta la localización en el fondo (Fig.2-13). Primero se

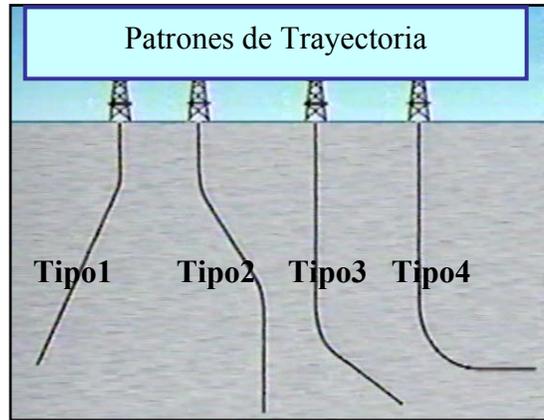
deben determinar las coordenadas del objetivo, con respecto a la ubicación propuesta de la superficie, y tener una idea de la trayectoria del pozo.



**Fig.2-13. Condición inicial en la planificación de trayectoria**

Las trayectorias de pozo generalmente siguen uno de los siguientes patrones básicos: (ver la Figura 2-14):

- *Tipo 1. Cóncavo y Recto (Build and Hold)*: Este patrón emplea un desvío inicial superficial y un ángulo directo hacia el objetivo. Es usado más que todo para objetivos a profundidades moderadas, y algunas veces, para pozos profundos con grandes desplazamientos horizontales.
- *Tipo 2. Cóncavo, Recto y Convexo (Build, Hold and Drop)*: Después de un desvío relativamente superficial, el patrón mantiene el ángulo hasta que ha alcanzado la mayoría de su desplazamiento horizontal. A este punto, el ángulo se reduce o vuelve a vertical hasta alcanzar el objetivo. Se aplica mucho en zonas productivas múltiples o cuando existen restricciones de arrendamiento.
- *Tipo 3. Levantamiento Continuo (Continuous Build)*: A diferencia de los patrones Tipo 1 y 2, esta trayectoria tiene un desvío inicial relativamente profundo, después del cual se mantiene el levantamiento hasta el objetivo. Es apropiado para domos de sal, perforación para pasar por un lado y reperforaciones.
- *Tipo 4. Cóncavo, Recto y Cóncavo (Build, Hold and Build)*: este es el patrón general que describen los pozos horizontales.

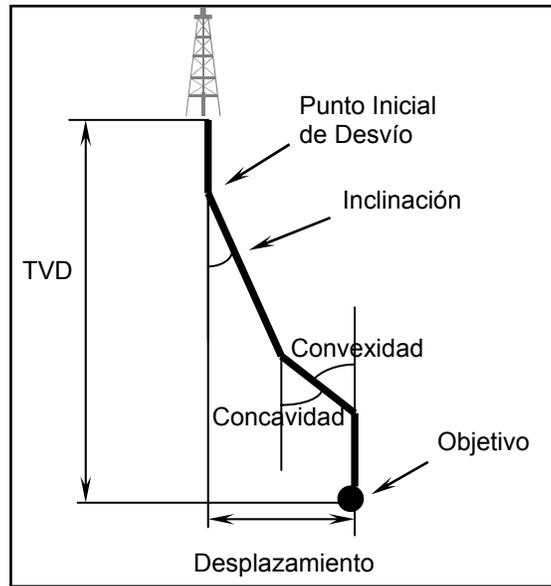


**Fig.2-14. Patrones de trayectoria de pozo**

Una vez que se establece el patrón básico, el próximo paso es planear la trayectoria en detalle, de nuevo empezando por la localización del objetivo. Expresamos la localización del objetivo en términos de su profundidad vertical real (TVD) y desplazamiento horizontal (Fig.2-15).

Todos los pozos (excepto los oblicuos) comienzan más o menos vertical. Se tornan direccionales solo cuando alcanzan la profundidad de desvío o “kick-off depth” (KOD): el punto en el cual comienza el levantamiento incremental del ángulo o *inclinación* de la vertical (Fig.2-15). Generalmente se expresa la inclinación en términos de grados por 100 pies de sección perforada. El turn-off depth (TOD) es el punto en el cual cambia la dirección del hoyo o ángulo azimutal, medido respecto hacia el norte (p.ej. N20°E).

El ángulo de concavidad y el ángulo de convexidad se refieren al incremento o decremento en la inclinación respecto a la vertical (Fig.2-15), mientras el turn-rate angle es el cambio en el azimutal por cada 100 ft de sección de hoyo. Este trabajo se enfoca exclusivamente en los pozos con poca variación del ángulo azimutal, por lo que solo se considera la variación de la inclinación.



**Fig.2-15. Sección de un Hoyo y Parámetros Direccionales**

## **CAPÍTULO III**

### **SARTAS DE REVESTIMIENTO Y CEMENTACIÓN**

En este capítulo se explican brevemente los tipos y las funciones de las sartas de revestimiento. Además, se describe cómo se lleva a cabo el proceso de cementación así como su importancia.

Aunque la sección de cementación se enfoca casi exclusivamente a la cementación primaria; la cementación no puede verse como un proceso aislado, sino que forma parte de un conjunto de operaciones para la construcción de un pozo. Por ejemplo, antes de cementar es necesario perforar (Apéndice C); y luego de la cementación se lleva a cabo la terminación de pozo (Apéndice D).

#### **3-1. Sartas de Revestimiento**

El programa de revestidores y la cementación de éstos es uno de los varios renglones de la perforación más ligados a la seguridad del hoyo durante las operaciones y posteriormente durante las tareas de la terminación del pozo y su vida productiva.

##### **3-1.1. Funciones de las Sartas de Revestimiento**

En cierta etapa durante la perforación de pozos, se hace necesario recubrir las paredes del hoyo con tuberías de acero que son llamadas revestidores. Para garantizar el buen estado del hoyo y asegurar la continuidad eficaz de la perforación, las sartas de revestimiento cumplen las siguientes funciones:

- Mantener el hoyo abierto previniendo que las formaciones débiles colapsen, por ejemplo, derrumbe del hoyo.
- Sirven de prevención contra la contaminación de yacimientos de agua dulce.

- Sirven como conducto de alta resistencia para los fluidos de perforación y de producción. Contrarrestan la pérdida de circulación del fluido de perforación o la contaminación de éste con gas, petróleo o agua salada.
- Actúan como soporte para la instalación de equipo, como válvulas impide reventones y luego sirven como asentamiento del equipo de control (cabezal).
- Confinan la producción de petróleo y/o gas a determinados intervalos.
- Aíslan unos intervalos de otros para eliminar fugas de gas, petróleo o agua.

### **3-1.2. Clasificación de las sartas de revestimiento**

Cuando se taladran pozos, usualmente se consiguen ambientes hostiles; así como zonas de alta presión, formaciones débiles fracturadas, paredes no consolidadas y arcillas desprendibles. Por consiguiente los pozos se perforan y revisten en varias etapas para aislar estas zonas problemáticas y permitir la perforación hasta la profundidad total. Se requieren distintos tamaños de revestidores para distintas profundidades (dependiendo del número de sartas, que a su vez depende de las presiones bajo la superficie). Los cinco revestidores generales utilizados para completar un pozo son: tubería conductora, sarta superficial, sarta intermedia, sarta de producción y revestidor colgante.

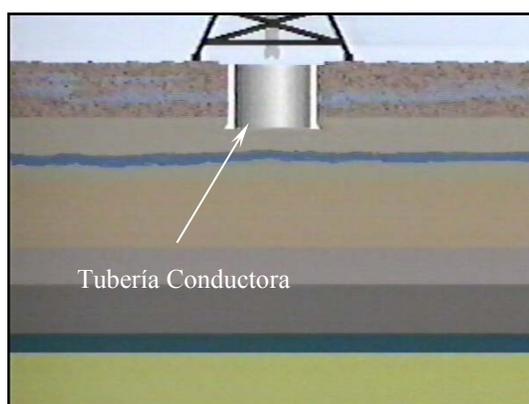
Cuántas sartas deben ir en el hoyo es cuestión que solo la naturaleza de las formaciones y la profundidad del hoyo final pueden determinar <sup>[1]</sup>. La experiencia es un factor importante que complementa la decisión.

### 3-1.2.1. Tubería Marina de Precaución

Se emplea solamente en plataformas costa afuera para prevenir derrumbes de formaciones no consolidadas en la superficie y asegurar la estabilidad al instalar el equipo de perforación.

### 3-1.2.2. Tubería conductora

La sarta más externa es la tubería conductora, también llamada tubería seca. El propósito principal de esta sarta es soportar las formaciones superficiales no consolidadas y prevenir que caigan dentro del hoyo. También protege las arenas de ser contaminadas por fluidos de perforación. Además se usa para soportar sartas subsiguientes y puede usarse para colocar una válvula impide reventones. Una vez que se ha llevado a la profundidad máxima, la tubería conductora es cementada hasta la superficie, es cortada a la altura apropiada por encima de la superficie y se instala un cabezal. Las tuberías conductoras, las cuales varían en longitud desde 40 a 500 ft en tierra firme y hasta 1000 ft en operaciones marinas, tienen diámetros entre 7 y 20 in. Generalmente se usa una tubería de 16 in en pozos superficiales y una de 20 in en pozos profundos. En operaciones marinas usualmente se emplean tuberías de 20 in de diámetro y se cementan a lo largo de toda su longitud.

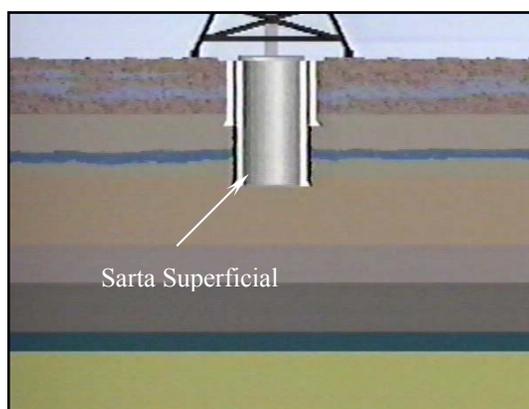


**Fig. 3-1. Tubería Conductora**

### 3-1.2.3. Sarta Superficial

Las principales funciones de la sarta superficial son: soportar las formaciones superficiales desprendibles, aislar los reservorios de agua y prevenir su contaminación de fluidos de formaciones profundas; también sirve de base para impedir eventones. Es muy importante que el estrato seleccionado para cementar su extremo inferior sea muy competente, así como rocas sedimentarias fuertes, de manera que el espacio anular quede sólidamente relleno de cemento. Así estarán bien protegidos, tanto todos los estratos como la misma sarta.

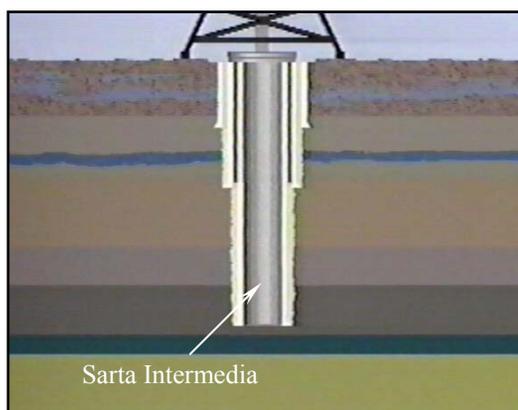
Las profundidades de asentamiento de los revestimientos superficiales varían de unos cuantos cientos de metros hasta unos 5000 ft. Sus diámetros varían de 7 a 16 in, siendo 10 3/4 y 13 3/8 los más comunes. En tierra firme usualmente se cementan hasta la superficie. Para operaciones fuera de costa frecuentemente se limita al punto de inicio de desviación.



**Fig. 3-2. Sarta Superficial**

### 3-1.2.4. Sarta Intermedia

Una vez cementada y habiendo fraguado el cemento de la sarta superficial, prosigue la perforación. Naturalmente se efectúa un cambio de diámetro de mecha, la cual debe pasar holgadamente por el revestidor superficial. El revestidor intermedio se coloca a una profundidad entre la de la sarta superficial y la de producción. La razón principal para la colocación de un revestidor intermedio es la de sellar zonas débiles que podrían fracturarse con lodos de alta densidad, utilizados cuando se profundiza el pozo, y para prevenir las pérdidas de circulación <sup>[1, 32]</sup>. Si las condiciones lo permiten, no es raro que una sarta pueda hacer la doble función de sarta intermedia y sarta de producción. En este caso, se ahorraría en los costos de tubería y gastos afines (viaje de la sarta, cambio de diámetro de mecha, etc.). Los revestidores intermedios varían en su longitud desde 7000 hasta 15000 ft. y desde 7 in a 11 ¾ in en diámetro exterior.

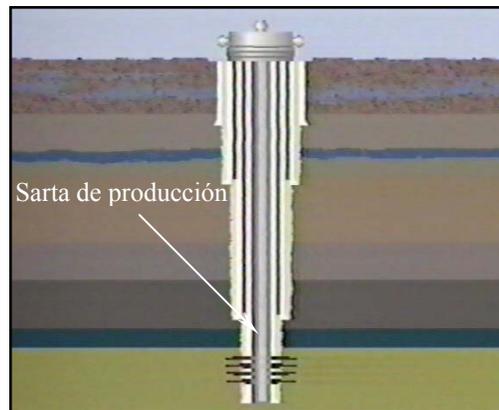


**Fig. 3-3. Sarta Intermedia**

### 3-1.2.5. Sarta de Producción

Esta sarta tiene el múltiple fin de proteger los estratos productores de hidrocarburos contra derrumbes, evitar mediante la adecuada cementación la comunicación entre el intervalo petrolífero y estratos gasíferos suprayacentes o estratos acuíferos subyacentes. La

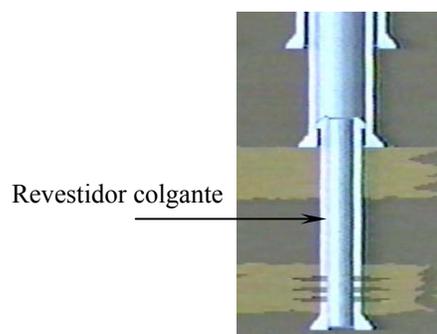
sarta final puede o no penetrar el estrato petrolífero según la escogencia de la terminación del pozo empleada. Estas sarts varían de 4 ½ in a 9 5/8 in de diámetro.



**Fig. 3-4. Sarta de Producción**

### 3-1.2.6. Revestidores colgantes (Liners)

Los revestidores colgantes son tuberías que usualmente no llegan a la superficie, sino que están suspendidos del fondo de la última sarta (Fig.3-5)



**Fig. 3-5. Revestidor Colgante**

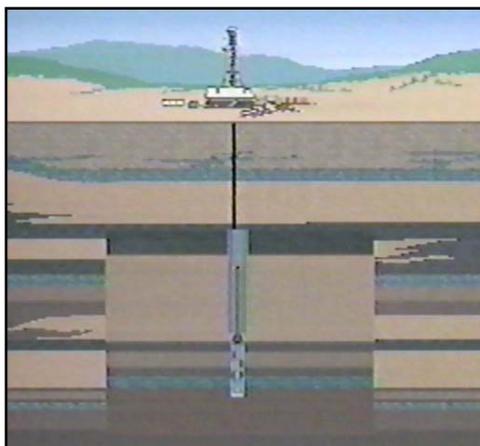
### 3-2. Proceso de Cementación

Sobre la superficie, la cementación es simplemente otro procedimiento de rutina en la vida de un pozo de petróleo o gas. De hecho, la cementación primaria de revestidores es una práctica normal de la construcción de todos los pozos. El procedimiento se da de la siguiente forma: Después de que se perfora el hoyo, se inserta la tubería de revestimiento dentro del mismo; una compañía de servicio prepara los equipos necesarios, mezcla la lechada de cemento y la bombea hacia abajo en el hoyo.



**Fig.3-6. Cementación en la superficie<sup>[4]</sup>**

El reto se presenta por debajo de la superficie (Fig.3-7), donde existen condiciones químicas y físicas problemáticas y cambiantes. Aquí, la lechada de cemento es bombeada hacia abajo por dentro del revestidor y luego hacia arriba a través del espacio anular entre la tubería y el hoyo, o entre la tubería y un revestidor previamente cementado. Luego; si la tubería fue centrada, el hoyo fue acondicionado de manera apropiada, la lechada fue bien mezclada y se seleccionaron los aditivos adecuados para las condiciones en el fondo del pozo, el cemento fraguará y formará un soporte permanente para la tubería de revestimiento y una barrera que previene el movimiento de fluidos entre zonas (aislamiento zonal). Si la cementación es exitosa, además protege a la sarta contra la corrosión, contra choques durante las subsiguientes perforaciones, trabajos de reacondicionamiento de hoyo y durante el trabajo de cañoneo (Apéndice D); y refuerza la sarta contra el aplastamiento, estallido y cargas axiales.



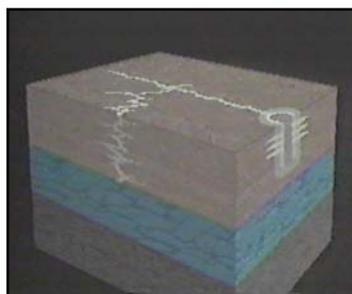
**Fig. 3-7. Cementación debajo de la superficie<sup>[4]</sup>**

La cementación primaria, proceso en el cual se centra el presente trabajo, es uno de los tres procedimientos básicos de cementación. Los otros dos, usualmente considerados secundarios o de reparación <sup>[4]</sup> son la cementación forzada (squeeze cementing) y el taponeo (plugging).

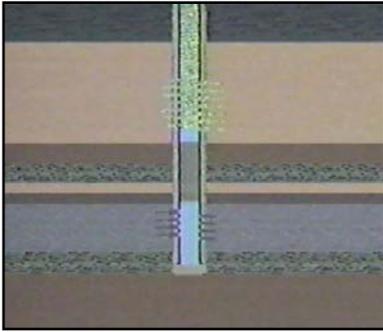
La cementación forzada se emplea, ya sea para remediar un trabajo de cementación primaria deficiente (Fig.3-8) o para detener el flujo indeseado de fluidos de producción (Fig.3-9). Por otra parte, el taponeo se emplea para aislar zonas de producción (Fig.3-10), cuando hay que colocar herramientas especiales (Fig.3-11) o cuando se va a abandonar el pozo.



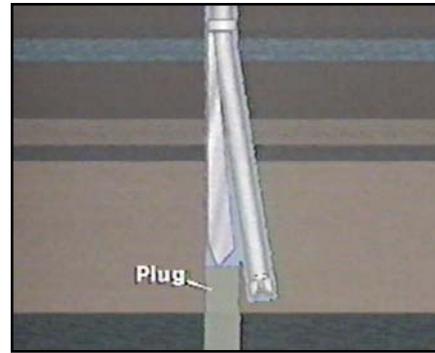
**Fig.3-8. Cementación primaria deficiente<sup>[4]</sup>**



**Fig.3-9. Evitando flujo indeseado<sup>[4]</sup>**



**Fig.3-10: Taponeo para Aislar Zonas<sup>[4]</sup>**

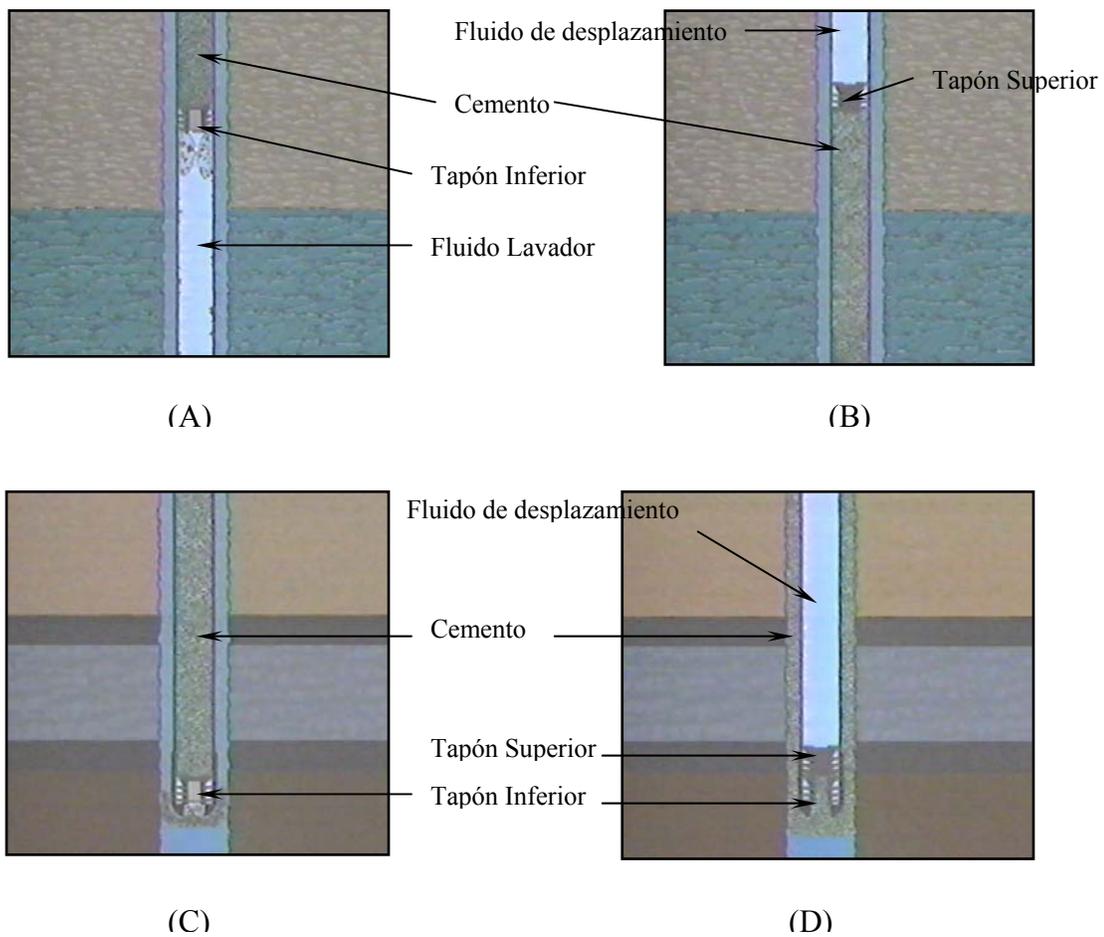


**Fig.3-11: Taponeo para Colocación de Herramientas Especiales<sup>[4]</sup>**

### 3-2.1. Cementación Primaria

Después de perforar el pozo hasta la profundidad deseada, la sarta de perforación se retira del hoyo y se introduce una sarta de revestimiento hasta alcanzar el fondo del mismo. Hasta este momento, el lodo de perforación, usado para remover los ripios durante la perforación, se encuentra todavía dentro del pozo. Este lodo debe ser removido y reemplazado por cemento (Apéndice B).

El trabajo convencional de *cementación entre dos tapones* se ilustra en la figura 3-12. Se bombea un volumen predeterminado de lechada por dentro del revestidor entre dos tapones limpiadores. El tapón inferior va empujando un fluido lavador (Fig.3-12A), con el cual se remueve el lodo de perforación y el revoque. El tapón superior es sólido y es empujado por un *fluido de desplazamiento* (Fig.3-12B). El tapón inferior es hueco y está provisto de una membrana que rompe cuando éste asienta (Fig.3-12C). En este momento, la lechada de cemento comienza a desplazarse hacia arriba por el espacio anular existente entre la tubería y el hoyo (Fig.3-12D). Cuando el tapón superior asienta, el flujo se detiene. Generalmente la válvula de retención de la *zapata guía* previene el retorno de lechada desde el espacio anular al interior de la tubería.



**Fig.3-12. Proceso de cementación primaria<sup>[4]</sup>**

Lo más importante de la cementación primaria es asegurar su éxito, evitando así una cementación remedial, pues; el cemento como tal, es algo relativamente económico de colocar, pero si la cementación primaria es defectuosa debe repararse, aumentándose inmensamente los costos por retardo y por cementación remedial. “Obteniendo un trabajo exitoso de cementación primaria se puede disminuir el costo global de la cementación en más de la mitad” (Craig Gardner, Chevron)<sup>[4]</sup>.

La cementación primaria puede ser de una etapa o multietapas. La de una sola etapa se emplea cuando se requiere una columna continua de cemento. La cementación multietapas se emplea cuando se requiere cementar dos o más zonas muy separadas (reduciendo el volumen de cemento y por tanto los costos) o cuando se tienen formaciones débiles, las cuales no soportaría una columna hidrostática continua de cemento.

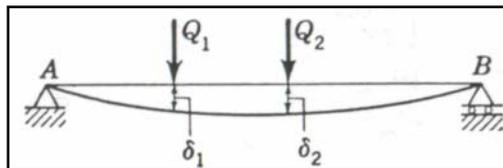
## CAPÍTULO IV

### MODELO FÍSICO-MATEMÁTICO: “VIGA-COLUMNAS”

En este capítulo se explica el comportamiento de las viga-columnas, ya que la sarta de revestimiento se modelará como tal. También se familiariza al lector con la terminología, notación y factores de las ecuaciones que gobiernan las viga-columnas.

#### 4-1. Introducción

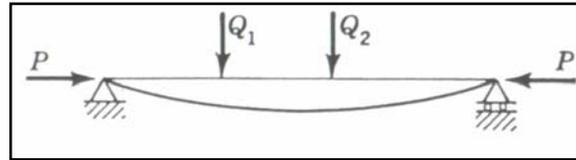
En la teoría elemental de la flexión, se encuentra que los esfuerzos y las deflexiones en vigas son directamente proporcionales a las cargas aplicadas. Bajo la condición de que los cambios en la geometría de la viga debidos a la flexión no afectan la acción de las cargas aplicadas (Fig.4-1); y que el comportamiento del material es regido por la ley de Hooke, las deflexiones son proporcionales a las cargas y el principio de superposición es válido. La deformación resultante se obtiene como la sumatoria de las deformaciones producidas por las fuerzas individuales.



**Fig.4-1. Viga sometida a fuerzas laterales<sup>[33]</sup>**

Las condiciones son completamente diferentes cuando actúan simultáneamente cargas axiales y cargas laterales sobre la viga (Fig.4-2). Los momentos flectores, las fuerzas de corte, esfuerzos y deflexiones en la viga no van a ser proporcionales a la magnitud de la carga axial. Además, sus valores van a depender de la magnitud de las deflexiones producidas y van a ser afectados sensiblemente por las excentricidades de las cargas

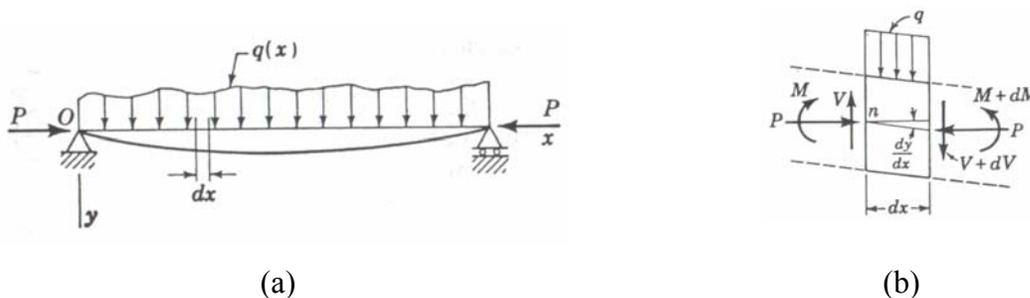
axiales, por más pequeñas que sean. Las vigas sometidas a compresión axial y cargas laterales simultáneamente son conocidas como Viga-Columnas.



**Fig.4-2. Viga sometida a cargas laterales y compresión axial (Viga-Columna)**<sup>[33]</sup>

#### 4-2. Ecuaciones diferenciales de las Viga-Columnas

Las ecuaciones básicas para el análisis de la viga-columna pueden obtenerse considerando la viga de la Fig.4-3a. La viga está sometida a una carga axial de compresión  $P$  y a una carga lateral distribuida de intensidad  $q$  que varía con la distancia  $x$  a lo largo de la viga. En la Fig.4-3b se muestra un elemento de longitud  $dx$  entre dos secciones transversales tomadas normales al eje original de la viga (sin deflexión). La intensidad de carga  $q$  se considera constante a lo largo de la distancia  $dx$  y se asume positiva en la dirección positiva del eje  $y$ , que es hacia abajo en este caso. La fuerza cortante  $V$  y el momento flector  $M$  que actúan en los extremos del elemento se asumen positivos en las direcciones mostradas



**Fig.4-3. a) Viga sometida a un estado de cargas. b) Elemento diferencial**<sup>[33]</sup>

Las relaciones entre carga, fuerza cortante y momento flector se obtienen del equilibrio del elemento de la figura 4-3b. Sumando fuerzas en la dirección  $y$  se obtiene

$$-V + q \cdot dx + (V + dV) = 0 \quad (4-1)$$

$$q = -\frac{dV}{dx} \quad (4-2)$$

Tomando momentos respecto a  $n$  y asumiendo que el ángulo entre el eje de la viga y la horizontal es pequeño, se obtiene

$$M + (q \cdot dx) \cdot \frac{dx}{2} + (V + dV) \cdot dx - (M + dM) + P \cdot \frac{dy}{dx} \cdot dx = 0 \quad (4-3)$$

Despreciando los términos de segundo orden

$$V = \frac{dM}{dx} - P \cdot \frac{dy}{dx} \quad (4-4)$$

Si los efectos de deformación por corte y la reducción del eje de la viga son despreciados, la expresión de la curvatura del eje de la viga es

$$E \cdot I \cdot \frac{d^2y}{dx^2} = -M \quad (4-5)$$

La cantidad  $E.I$  representa la rigidez a la flexión en el plano de flexión, que es en este caso el  $xy$ . Combinando las ecuaciones (4-5) con (4-2) y (4-4) podemos expresar la ecuación diferencial de las siguientes formas alternativas

$$E \cdot I \cdot \frac{d^3 y}{dx^3} + P \cdot \frac{dy}{dx} = -V \quad (4-6)$$

y

$$E \cdot I \cdot \frac{d^4 y}{dx^4} + P \cdot \frac{d^2 y}{dx^2} = q \quad (4-7)$$

Las ecuaciones (4-2), (4-4), (4-5), (4-6) y (4-7) son las ecuaciones diferenciales básicas para flexión de viga-columnas. Si la carga axial  $P$  se hace cero, estas ecuaciones se reducen a las ecuaciones usuales para el caso en que actúa únicamente carga lateral.

La forma de la solución de estas ecuaciones diferenciales depende del tipo de cargas a las que está sometida la viga-columna.

En el Apéndice E se describe con gran detalle los casos que serán de interés para este trabajo. Además, esta descripción permitirá familiarizar al lector con la forma, notación y factores que influyen en las ecuaciones. Por ejemplo, para el caso de una carga lateral “Q” concentrada en el centro de la viga, y una carga de compresión “P” actuando en dirección axial, la deflexión en el centro será

$$\delta = \frac{Q \cdot L^3}{48 \cdot E \cdot I} \cdot \left[ \frac{3 \cdot (\tan(u) - u)}{u^3} \right] = \frac{Q \cdot L^3}{48 \cdot E \cdot I} \cdot \chi(u) \quad (4-8)$$

Donde el primer factor representa la influencia de la carga lateral “Q”; y el segundo factor,  $\chi(u)$ , representa la influencia de la carga de compresión “P”. Para los distintos estados de carga se obtiene una solución similar, donde se presenta un factor debido a las cargas laterales, multiplicado por una función trigonométrica de “u” (Función de “P”), que indica la proporción en la cual crece esa deflexión por efecto de la carga axial.

Las soluciones para los distintos estados de carga se presentan en el Apéndice E, con su respectiva deducción detallada. Se recomienda grandemente al lector referirse al apéndice de viga-columnas, ya que obtendrá una mejor comprensión de los factores que influyen en las ecuaciones que gobiernan las viga-columnas. Además, en dicho apéndice se describe también el comportamiento de las vigas continuas sometidas a cargas axiales (modelo empleado para la sarta), y como se trata en ellas la transmisión de momentos.

## CAPÍTULO V

### METODOLOGÍA DE SOLUCIÓN

Durante la bajada y cementación de las tuberías de revestimiento en pozos de alta curvatura, la tubería primero se introduce a lo largo de la sección vertical y luego es dirigida horizontalmente hacia el objetivo. Para mejorar la eficiencia de la remoción de lodo y por consiguiente el resultado de la cementación la tubería es movida, como se explica en el Apéndice A. Pueden existir varios puntos de desvío acentuado con diferentes curvaturas y orientaciones. Durante esta larga trayectoria direccionada, la fricción mecánica entre las paredes del hoyo y la sarta de revestimiento es normalmente bastante alta y hace muy difícil predecir la magnitud de la carga en el gancho y la potencia rotativa necesaria en la superficie.

El análisis de torque y arrastre se ha usado por más de 10 años para simular la perforación de pozos. Se han usado representaciones de la sarta de perforación y del arreglo en el fondo (BHA), que no incluyen la rigidez individual de cada componente “Soft-String Model” [14,15,16,27], previniendo con algo de éxito los problemas en perforación de gran alcance. A medida que las curvaturas han aumentado en pozos direccionales y que las trayectorias se han vuelto más complejas, el efecto previamente despreciado de la rigidez ha llevado a errores en el cálculo de la fuerza normal empleada para el análisis de torque y arrastre. El hecho de considerar la rigidez de la tubería hace que se obtenga un análisis más realista de la sarta<sup>[17-22,24,26,29-31]</sup>.

El método que se presenta supera los problemas de convergencia obtenidos en modelos anteriores como el de Rocheleau y Daring<sup>[21]</sup>, y además considera los efectos de rigidez de la tubería despreciados por los métodos “Soft-String”. El método funciona tanto para la subida como para la bajada de la tubería sin importar el número de secciones de la sarta.

El método de solución usa la ecuación de los tres momentos en la teoría de vigas continuas desarrollada por Timoshenko<sup>[33,34]</sup>. La ecuación de los tres momentos se usa para

encontrar los momentos a lo largo de la sarta de revestimiento al resolver un sistema de ecuaciones lineales.

La sarta de revestimiento completa se modela como una viga continua sujeta a carga lateral continua y a cargas axiales (tensión o compresión). La flexión de la sarta producirá puntos de contacto entre la tubería y la pared del hoyo. La mayoría de estos puntos de contacto ocurrirán en los lugares en donde se encuentran localizados los centralizadores. Estos puntos de contacto separan a la sarta en una serie de viga-columnas simplemente apoyadas. Las cargas en el gancho que se necesitan para bajar y subir la tubería quedan determinadas por la fricción, la gravedad, la geometría del hoyo y el efecto de flotación de la sarta, como se explica en el Apéndice F.

Se supone que tanto el torque como el arrastre son causados principalmente por fuerzas de fricción al deslizar que resultan del contacto del revestidor con el hoyo. El método para calcular la carga en el gancho se basa en el principio de que la interacción lateral entre el hoyo y la tubería es fricción de Coulomb, donde  $F = \mu \cdot Q$ . Donde  $Q$  es la fuerza normal entre la tubería y el hoyo en los puntos de contacto y  $\mu$  es el coeficiente dinámico de fricción.

La fuerza normal se verá afectada por varios factores. En este trabajo se considera la acción de la gravedad (peso efectivo de la sarta), la acción de las tensiones en los extremos de cada tramo y los efectos de rigidez de la tubería.

Para estimar el efecto de los fluidos sobre el revestidor se ha empleado el concepto de peso efectivo. El peso efectivo del revestidor representa el peso del revestidor sumergido en un fluido. Para el caso en el que los fluidos de afuera y adentro del revestidor tienen una densidad diferente, el peso efectivo del revestidor se calcula usando el factor de flotación que se deduce en el Apéndice F; y al multiplicarlo por el peso de la sarta en aire nos da el peso efectivo estimado de la sarta. La diferencia entre el peso de la sarta en aire y el peso efectivo es la fuerza de flotación, y puede ser concentrada o distribuida, como se explica en el Apéndice F, dependiendo de la orientación de la tubería.

El coeficiente de fricción es la relación entre la fuerza de fricción y la fuerza de contacto. En la realidad, este valor depende de los materiales específicos en contacto (revestidos-revestidor o revestidor-hoyo) y del grado de lubricación en los distintos lugares del hoyo. Existe una continua caída no lineal de  $\mu$  con el incremento de la velocidad, pero normalmente este valor del factor de fricción se fija independiente de la velocidad, como en nuestro caso. En este trabajo, todos los efectos se expresan en un único coeficiente, representando las condiciones promedios de un pozo en particular.

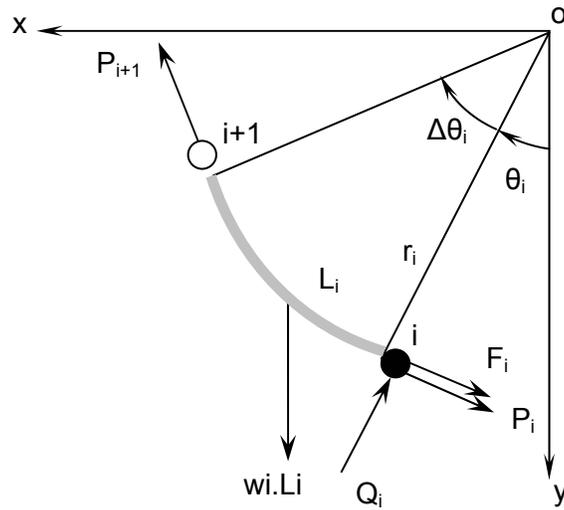
La sarta de revestimiento es tratada como una viga múltiplemente apoyada en compresión o tensión, en donde se puede usar la ecuación de los tres momentos. Los cálculos de las fuerzas normales, fricción y de tensión o compresión acumuladas se hacen en secciones incrementales de la sarta comenzando por el fondo y subiendo hasta la superficie. Las secciones flexionadas se asumen como arcos de circunferencia en el plano gravitacional con una orientación relativa a la línea gravitacional, que puede ser obtenida a partir de la data de campo (MWD).

Para comenzar se calculan los valores de inicialización de las cargas axiales (5-1), sin considerar el efecto de las fuerzas de corte y los momentos flectores. Luego se calcula la distribución de momento flector a lo largo de la sarta (5-2). Posteriormente se calculan las fuerzas de corte (5-3), considerando los momentos flectores, y entonces se calculan las fuerzas de contacto y de fricción en los apoyos (5-4). Por último se calculan las nuevas fuerzas axiales (5-5), considerando ahora los momentos flectores y las fuerzas cortantes. Ahora, estas fuerzas de arrastre son empleadas como la nueva semilla, repitiendo el proceso de forma iterativa hasta alcanzar la convergencia.

Basado en los párrafos anteriores, se desarrollan las ecuaciones para la sarta múltiplemente apoyada, durante la operación de subida y a tensión. Las ecuaciones se desarrollan para una sección cóncava del hoyo. La deducción de la curva convexa se encuentra en el Apéndice G, así como la de operación de bajada.

## 5-1. Valores de Inicialización de las Fuerzas Axiales

Consideremos la sección  $i$  de la sarta entre dos soportes consecutivos  $i$  e  $i+1$  en la figura 5-1. Su ángulo de orientación está representado por  $\theta_i$ . Está sometida a una carga lateral distribuida  $q_i$  proveniente de la fuerza gravitacional  $w_i$  y a una carga axial  $P_i$ . Para la operación de subida se asume la carga axial positiva cuando es de tensión. La fuerza de fricción  $F_i$ , que es causada por la fuerza de reacción  $Q_i$  siempre apunta hacia abajo para el caso en estudio. La longitud de la sección  $i$  es  $L_i$  y su radio de curvatura es  $r_i$ .



**Fig. 5-1. Fuerzas en una sección simple durante la subida**

En la figura 5-1, el apoyo  $i$  es solidario al diagrama de cuerpo libre de la sección  $i$  mientras que el apoyo  $i+1$  no. Para el valor de inicialización (valores semilla), no se consideran los efectos de momento flector y fuerza cortante en los dos extremos de la sección. Haciendo sumatoria de fuerzas para el apoyo  $i+1$  en la dirección radial se obtiene

$$Q_i = \frac{w_i \cdot L_i \cdot \cos(\theta_i + \Delta\theta_i) - P_i \cdot \text{sen}(\Delta\theta_i)}{\cos(\Delta\theta_i) + \mu \cdot \text{sen}(\Delta\theta_i)} \quad (5-1.1)$$

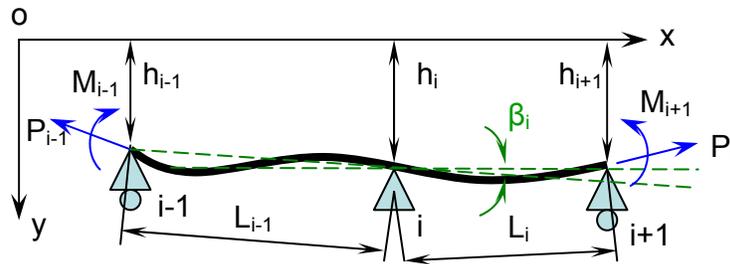
Sumando fuerzas en dirección tangencial en el apoyo  $i+1$  se obtiene

$$P_{i+1} = \left( P_i + \mu \cdot |Q_i| \right) \cdot \cos(\Delta\theta_i) - Q_i \cdot \text{sen}(\Delta\theta_i) + w_i \cdot L_i \cdot \text{sen}(\theta_i + \Delta\theta_i) \quad (5-1.2)$$

Una vez obtenidos los valores de inicialización, las ecuaciones 5-1.1 y 5-1.2 no son utilizadas más.

## 5-2. Momentos

Considerando dos secciones consecutivas arbitrarias  $i-1$  e  $i$  a lo largo de la sarta, es razonable modelarla como una viga continua.  $M_{i-1}$ ,  $M_i$  y  $M_{i+1}$  son los tres momentos desconocidos en los tres soportes consecutivos (ver a la Figura 5-2). Usando el método y la notación que se describe en el Apéndice E (Viga-Columnas), obtenemos la ecuación de los tres momentos. Luego se determinan los momentos a lo largo de la sarta resolviendo estas ecuaciones de manera simultánea, como se explica más adelante en la sección 6-1.2.5.



**Fig.5-2. Viga continua a tensión**

$$M_{i-1} \cdot \phi(u_{i-1}) + 2 \cdot M_i \cdot \left( \psi(u_{i-1}) + \frac{L_i \cdot I_{i-1}}{L_{i-1} \cdot I_i} \cdot \psi(u_i) \right) + M_{i+1} \cdot \frac{L_i}{L_{i-1}} \cdot \frac{I_{i-1}}{I_i} \cdot \phi(u_i) = \frac{6 \cdot E \cdot L_{i-1}}{L_{i-1}} \cdot (\beta_i - \theta_{oi} - \theta'_{oi}) \quad (5-2.1)$$

Donde

Para Tracción:

$$\phi(u_i) = -\frac{3}{u_i} \cdot \left( \frac{1}{\sinh(2 \cdot u_i)} - \frac{1}{2 \cdot u_i} \right) \quad (5-2.2)$$

$$\psi(u_i) = -\frac{3}{2 \cdot u_i} \cdot \left( \frac{1}{2 \cdot u_i} - \frac{1}{\tanh(2 \cdot u_i)} \right) \quad (5-2.3)$$

$$\theta_{o_i} = -\frac{q_i \cdot (L_i)^3}{24 \cdot E \cdot I_i} \cdot \frac{3 \cdot (\tanh(u_i) - u_i)}{(u_i)^3} \quad (5-2.4)$$

Para compresión:

$$\phi(u_i) = \frac{3}{u_i} \cdot \left( \frac{1}{\sin(2 \cdot u_i)} - \frac{1}{2 \cdot u_i} \right) \quad (5-2.5)$$

$$\psi(u_i) = \frac{3}{2 \cdot u_i} \cdot \left( \frac{1}{2 \cdot u_i} - \frac{1}{\tan(2 \cdot u_i)} \right) \quad (5-2.6)$$

$$\theta_{o_i} = \frac{q_i \cdot (L_i)^3}{24 \cdot E \cdot I_i} \cdot \frac{3 \cdot (\tan(u_i) - u_i)}{(u_i)^3} \quad (5-2.7)$$

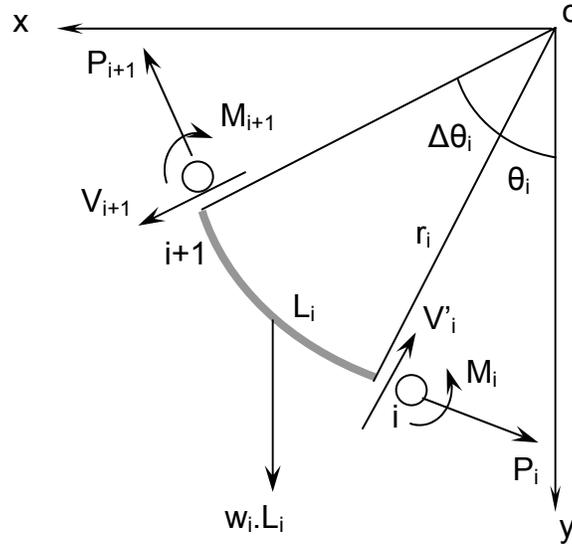
Tanto para tracción como para compresión:

$$u = \frac{L_i}{2} \cdot \sqrt{\frac{P_i}{E \cdot I_i}} \quad (5-2.8)$$

$$\beta_i = \arcsen\left(\frac{h_i - h_{i-1}}{L_{i-1}}\right) - \arcsen\left(\frac{h_{i+1} - h_i}{L_i}\right) \quad (5-2.9)$$

### 5-3. Fuerzas Cortantes

Considérese un tramo de la sarta como se muestra en la Figura 5-3. Ahora tendremos adicionalmente en el diagrama de cuerpo libre, dos fuerzas cortantes  $V'_i$  y  $V_{i+1}$ , y los momentos  $M_i$  y  $M_{i+1}$ . En esta oportunidad la fuerza de fricción no se considera porque está actuando sobre el soporte  $i$  que se excluye del diagrama así como el apoyo  $i+1$  (Fig.5-3).



**Fig.5-3. Fuerzas Cortantes**

Nótese que  $P'_i$  no es la misma que  $P_i$ , y  $V'_i$  no es la misma que  $V_i$ , debido a que están actuando en lados opuestos del apoyo  $i$  como se muestra en la figura 5-4. Planteando un equilibrio de momentos en los puntos  $O$ ,  $i+1$  e  $i$  obtenemos respectivamente:

$$P'_i = P_{i+1} - w_i \cdot L_i \cdot \text{sen} \left( \theta_i + \frac{1}{2} \cdot \Delta \theta_i \right) - \frac{1}{r_i} \cdot (M_i - M_{i+1}) \quad (5-3.1)$$

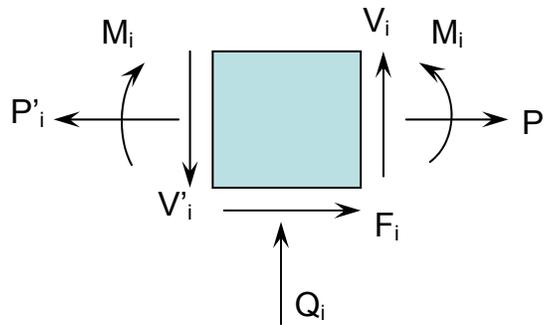
$$V'_i = \frac{w_i \cdot \frac{L_i}{2} \cdot \cos \left( \theta_i + \frac{1}{2} \cdot \Delta \theta_i \right) - P'_i \cdot \text{sen} \left( \frac{1}{2} \cdot \Delta \theta_i \right) + \frac{1}{L_i} (M_{i+1} - M_i)}{\cos \left( \frac{1}{2} \cdot \Delta \theta_i \right)} \quad (5-3.2)$$

$$V_{i+1} = \frac{-w_i \cdot L_i \cdot \frac{1}{2} \cdot \cos\left(\theta_i + \frac{1}{2} \cdot \Delta\theta_i\right) + P_{i+1} \cdot \sin\left(\frac{1}{2} \cdot \Delta\theta_i\right) + \frac{1}{L_i} \cdot (M_{i+1} - M_i)}{\cos\left(\frac{1}{2} \cdot \Delta\theta_i\right)} \quad (5-3.3)$$

Encontrando así mediante las ecuaciones (5-3.2) y (5-3.3) las fuerzas cortantes en los extremos de la sección  $i$ .

#### 5-4. Fuerzas de Fricción

Considere el elemento diferencial en el soporte  $i$  en la figura 5-4. Las fuerzas cortantes a sus dos lados tienen sentidos opuestos y son conocidas.



**Fig.5-4. Fuerzas Actuando Sobre el Soporte  $i$**

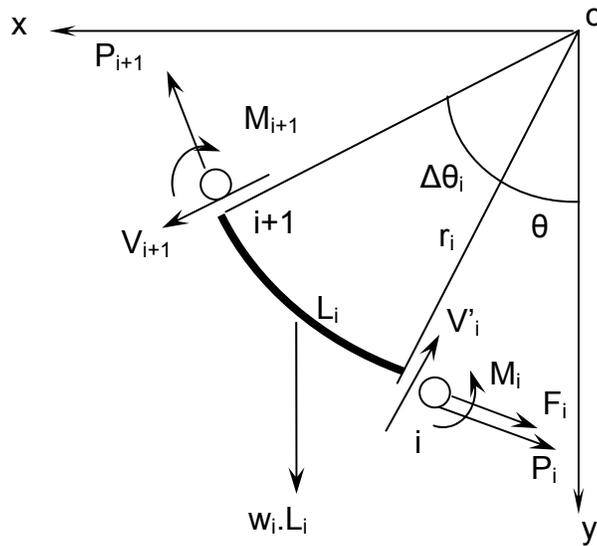
La fuerza de reacción puede ser obtenida sumando fuerzas en la dirección vertical

$$Q_i = V'_i - V_i \quad (5-4.1)$$

$$F_i = \mu \cdot |Q_i| \quad (5-4.2)$$

### 5-5. Nuevas Fuerzas Axiales

La misma sección  $i$  presentada en la figura 5.1 se muestra ahora en la figura 5-4. Nótese que la figura es muy similar a la de los valores de inicialización (Fig.5.1) con la única diferencia de que ahora se incorporan los momentos flectores y fuerzas cortantes al diagrama, lo que hace un completo diagrama de cuerpo libre para la sección  $i$ .



**Fig.5-5. Fuerzas Axiales**

Tomando momentos respecto a  $o$  se obtiene:

$$P_{i+1} = P_i + F_i + w_i \cdot L_i \cdot \sin\left(\theta_i + \frac{1}{2} \cdot \Delta\theta_i\right) - \frac{1}{r_i} \cdot (M_{i+1} - M_i) \quad (5-5)$$

La ecuación (5-5) nos da la fuerza de arrastre exacta para cada sección.

Para la operación de bajada, solamente es necesario cambiar las direcciones de las fuerzas de fricción mostradas en la figura y se sigue el mismo procedimiento (Apéndice G). Asimismo se muestran las deducciones para cuando la curva es convexa. Además, en el Apéndice H, se propone un modelo que toma en cuenta la presión hidrostática en el extremo profundo de la sarta, siendo entonces “Po” igual a la presión hidrostática en ese punto por el área de la sección transversal en ese punto.

### 5-6. Estimación de la Distribución de Torque

Una vez obtenidas la distribuciones de fuerzas de contacto “Q<sub>i</sub>” y de fricción “F<sub>i</sub>”, dada por la ecuación 5-4.1 y 5-4.2; el torque vendrá determinado por

$$\Delta T_i = F_i \cdot R_i = \mu \cdot Q_i \cdot R_i \quad (5-6.1)$$

$$T_{i+1} = T_i + \Delta T_i \quad (5-6.2)$$

Donde

T<sub>i</sub>: Torque en el apoyo anterior

ΔT<sub>i</sub>: Incremento de Torque entre el apoyo “i” y el apoyo “i+1”

T<sub>i+1</sub>: Torque en la sección de estudio

R<sub>i</sub>: Radio del apoyo en estudio

La única diferencia del cálculo de torque con el procedimiento descrito para calcular las cargas axiales, es que en el análisis de fuerzas, la fuerza de fricción no tiene dirección axial a la sarta, por lo que no tendrá aporte en el perfil de tensión (Apéndice G y H). El radio del apoyo va a depender del tipo de fijación del centralizador, pudiendo ser igual al radio del centralizador o al radio de la tubería

## **CAPÍTULO VI**

### **IMPLEMENTACIÓN COMPUTACIONAL**

Una vez que se especifican la descripción de la sarta, la data del hoyo y el factor de fricción, se puede hacer correr el programa. El cálculo comienza desde el fondo de la sarta y procede por tramos hacia la superficie. Cada tramo de la sarta contribuye en pequeños incrementos de carga axial y torsional para correr los totales en el programa controlador. Los cálculos de estos incrementos de carga son el corazón del programa de cálculo.

El Procedimiento de cálculo se lleva a cabo de la siguiente manera:

1. Tomar los Datos de Hoyo, Trayectoria y Tubería
2. Llenar la Matriz de Datos
3. Ejecutar Programa Principal
4. Presentar los Resultados

A continuación se describe con detalle la implementación computacional del modelo

#### **6-0. Introducción de Data**

Antes que nada, el usuario debe seleccionar un Campo>Pozo>Hoyo, o crearlo (en caso de que no esté en la base de datos). En la pestaña “Trayectoria” de la carpeta “Esquema Mecánico”, el usuario además debe introducir la data de trayectoria (Fig.6-1), colocando en una rejilla los puntos (Profundidad, Inclinación) medidos durante la perforación (MWD). También debe especificar la geometría del hoyo (Fig.6-2), detallando los intervalos de profundidad y su diámetro correspondiente. Asimismo, es necesario declarar si existe o no una tubería previa (Fig.6-2). Al seleccionar el tipo de tubería a cementar (Fig.6-2), quedan especificados su diámetro interno, diámetro externo y peso unitario.

Profundidad (pie)	Inclinación (Grados)	Dirección (Grados)	TVD (pie)	Curvatura (*100 pie)	Tortuosidad
0	0	0	0	0	0
1580	0	0	1580	0	0
1680	2.5	0	1679	2.5	0
1780	5	0	1779	2.5	0
1880	7.5	0	1878	2.5	0
1980	10	0	1977	2.5	0
2080	12.5	0	2074	2.5	0
2180	15	0	2171	2.5	0
2280	17.5	0	2266	2.5	0
2380	20	0	2360	2.5	0
2480	22.5	0	2453	2.5	0
2580	25	0	2543	2.5	0
2680	27.5	0	2632	2.5	0
2780	32.5	0	2716	5	0

**Fig.6-1. Introducción de Data de Trayectoria**

Tipo sección	Profundidad (pie)	Diá. Int. (pulg)	Diá. Ext. (pulg)	Grado	Factor de fricción	Grad. fract (psi/pie)	P. Poro (lb/gal)	P.Colapso (lb/pulg2)	P.Estallido (lb/pulg2)
Hoyo	1580	9.875			0.2	0.7	10		
Hoyo	3780	9.875			0.2	0.7	10		

Tipo Tubería	Profundidad (pie)	Diá. Int. (pulg)	Diá. Ext. (pulg)	Grado	P.Colapso (lb/pulg2)	P.Estallido (lb/pulg2)	Peso (lb/pie)	Tensión
Revestidor	3780	6.76	7.62	K-55	5090	5430	33.7	0

**Fig.6-2. Introducción de Geometría Hoyo/Tubulares**

La distribución de centralizadores a lo largo de la sarta (profundidad a la cual se encuentran colocados) viene dada por el módulo “Centubint” (Fig.6-3), o es introducida por el usuario.

Profundidad (pie)	Standoff (%)
240	88.9380035...
360	88.9380035...
480	88.9380035...
600	88.9380035...
720	88.9380035...
840	88.9380035...

**Fig.6-3. Distribución de Centralizadores de “Centubint”**

Al ingresar a la carpeta de “Torque y Arrastre”, en la pestaña de “Datos” (Fig.6-4), el usuario debe definir el tipo de operación (bajada, subida o rotación de la tubería), debe especificar el modelo que desea emplear (Apéndice G o H) y debe introducir el peso del lodo y del acero (lb/gal). También debe especificar el tipo de fijación del centralizador para el cálculo de torque (fricción hoyo-centralizador o tubería-centralizador) y los diámetros correspondientes.

**Fig.6-4. Pestaña “Datos” del Módulo de Torque y Arrastre**

## 6-1. Programa Principal (Sub “ProgPrincipal”)

Es la rutina principal para el cálculo de torque y arrastre. Este programa es el que llama a las otras subrutinas y funciones. A continuación se presenta el algoritmo General del Programa. Posteriormente se estudian los algoritmos individuales de algunas subrutinas.

- Llenado de Matriz Data

### • **Ciclo Principal de Torque y Arrastre** (Aumenta el tamaño de MatGenCalculo)

Llamado a Subrutina “**EntraCentralizador**”

Llamado a Subrutina “**CondicionesEntreApoyos**”

Llamado a Subrutina “**CoordenadasApoyos**”

Llamado a Subrutina “**EstimaCargaAxialInicial**”

Si Entraron más de 3 apoyos

Sub “**CalculodeMomentos**”

Sub “**FuerzasdeCorte**”

Sub “**FuerzasdeFricción**”

Sub “**NuevasFuerzasAxiales**”

Hasta Alcanzar Convergencia

**Entra una nueva sección de Tubería Hasta que alcance la profundidad Total**

### 6-1.1. Llenado de la Matriz de Data

Antes que nada, el programa principal llena una matriz (“**MatGen**”), que contendrá las características, tanto del hoyo y su trayectoria, como de la sarta, en los distintos puntos de una partición realizada a lo largo de todo el hoyo.

Los parámetros de tubería, hoyo y trayectoria se buscan en una base de datos mediante módulos de clase que se declaran al inicio de la rutina. Los pasos para llenar la matriz de data son los siguientes:

- Se declara la búsqueda de los datos de la tubería (Profundidad, diámetro externo, diámetro interno y peso efectivo) mediante un módulo de clase.
- Se declara la búsqueda buscan los datos del hoyo (Profundidad, diámetro de hoyo y factor de fricción) mediante un módulo de clase.
- Se declara la búsqueda de los datos de la trayectoria (Profundidad, inclinación) mediante un módulo de clase.
- Se realiza una partición de la tubería dependiendo de la profundidad total. La sarta se divide en segmentos de igual longitud a los cuales se llamó “**incremento**”.
- Los datos se buscan o se calculan para cada punto “X” que varía de segmento en segmento un “**incremento**” cada vez hasta recorrer la totalidad del hoyo.
- Para obtener la distribución de inclinación como función de la profundidad en los puntos de la partición, se requiere de una interpolación. Los otros parámetros se buscan directamente de la base de datos del hoyo o de la tubería.

Las columnas de la matriz “**matGen**” que se utilizan en el módulo de torque y arrastre son las siguientes:

1	2	4	5	6	7	8	9	13
Prof [ ft ]	Inc [ ° ]	D <sub>int</sub> [ in ]	D <sub>ext</sub> [ in ]	We [ lbf/ft ]	D <sub>Hoyo</sub> [ in ]	F [ adim ]	Cent [ adim ]	I [ in <sup>4</sup> ]

Columna 1: Profundidad. Dada por la partición.

Columna 2: Inclinación. Interpola el valor de la inclinación (**Inc**) para cada valor de profundidad dado en la columna 1.

Columna 4: Diámetro interno. Se recorre la data de la tubería para buscar el diámetro interno a la profundidad correspondiente.

Columna 5: Diámetro externo. Se recorre la data de la tubería para buscar el diámetro externo a la profundidad correspondiente.

Columna 6: Peso efectivo. Función del peso de la sarta y del peso del fluido.

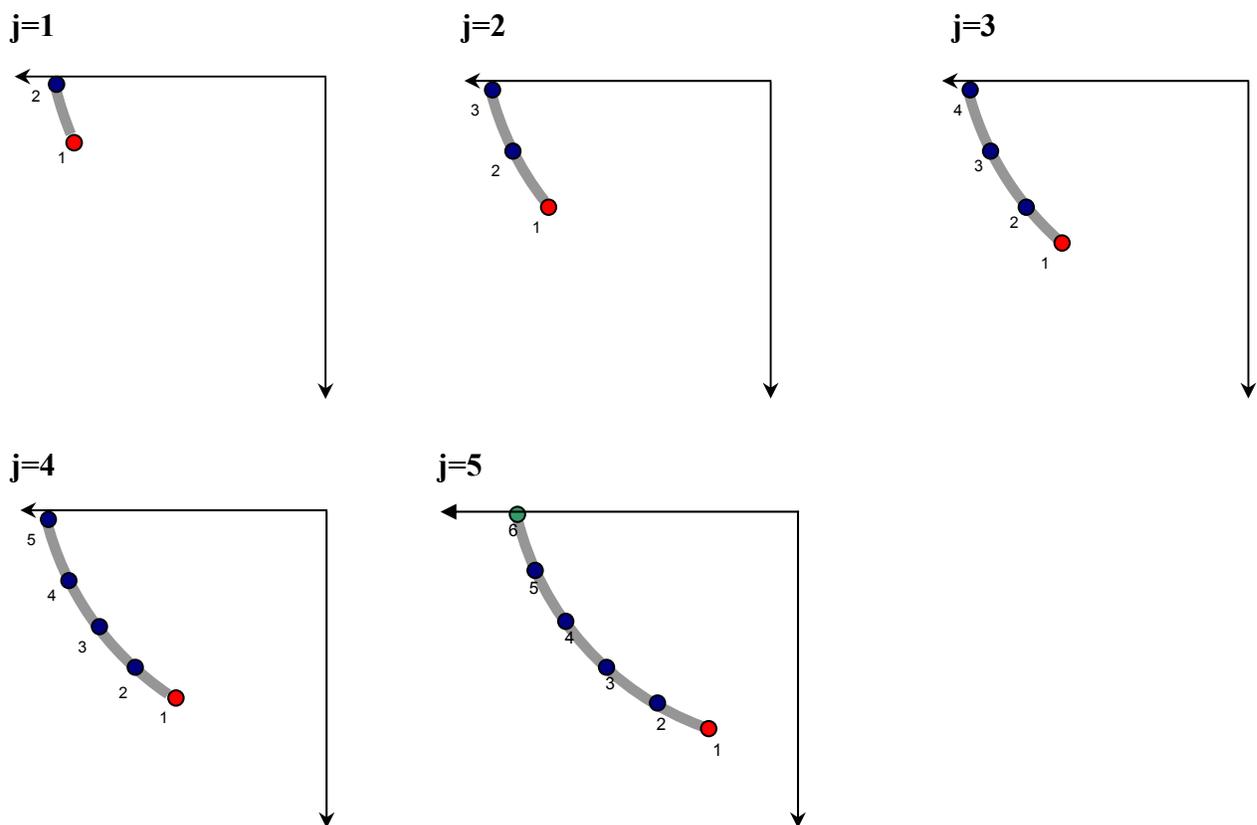
Columna 7: Diámetro de hoyo. Se recorre la data del hoyo para buscar el diámetro a la profundidad correspondiente.

Columna 8: Factor de fricción.

Columna 9: Centralización. Se asigna el valor “1” a la casilla si existe un centralizador, el valor “0” si no existe un centralizador.

Columna 13: Inercia. Se calcula a partir de los valores de las columnas 4 y 5 para cada valor de la columna 1.

Esta matriz servirá como base para crear una matriz dinámica (“**MatGenCalculo**”), cuyas columnas crecerán a medida que se consideren las distintas posiciones de la sarta, desde su posición inicial en la superficie, hasta su profundidad total.



**Fig.6-5. Configuración de la Sarta en Distintos Instantes “j” de Tiempo  
En los cuales entra un centralizador**

### 6-1.2. Ciclo Principal de Torque y Arrastre (Llenado de “MatGenCalculo”)

Se abre un ciclo **For** desde  $i = 1$  hasta  $i = \text{numPuntos}$ , incrementando al final de cada corrida de ciclo la profundidad de la sarta. Para esto se define:

**numPuntos**: Cantidad de puntos de la partición

**i**: Cantidad de segmentos que han entrado al hoyo

**k**: Segmento en cuestión

Dentro de este ciclo se llaman las subrutinas que se describen a continuación

#### 6-1.2.1. Rutina de Detección de Entrada de Centralizadores (“EntraCentralizador”)

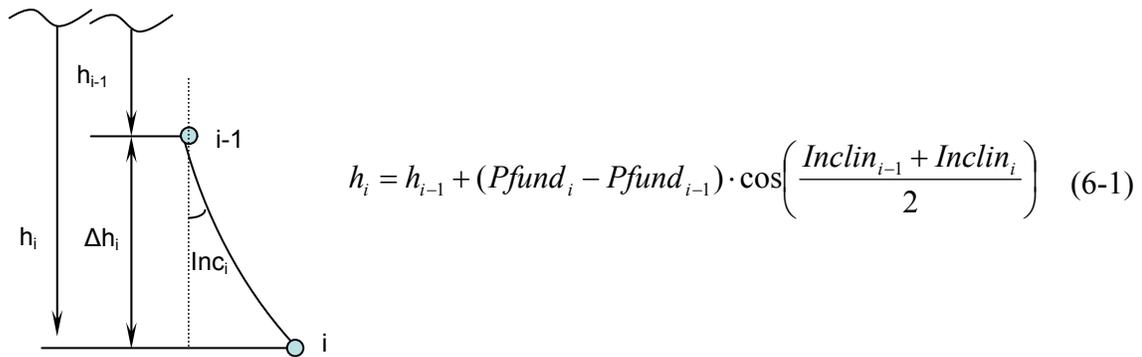
Es una función booleana que verifica la entrada de centralizadores en el hoyo, a medida que se simula la bajada de la tubería. Esto se hace, comparando los registros con los de la columna 9 de **MatGen**. Si el valor encontrado es “1”, **EntraCentralizador** toma valor verdadero. También toma valor verdadero si se detecta que ha entrado una longitud mayor a 120 pies sin centralizadores, asignando además un “2” a la casilla correspondiente en la columna 9 de **MatGenCalculo**.

#### 6-1.2.2. Condiciones Entre Apoyos (“CondicionesEntreApoyos”)

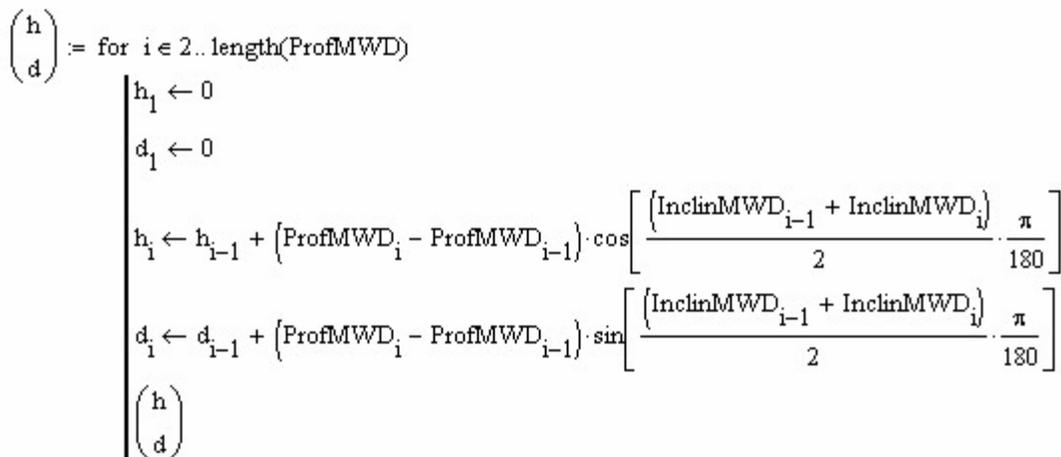
Esta rutina tiene como finalidad determinar las condiciones promedio de Inercia y peso de la tubería entre los apoyos. Esto se logra mediante una ponderación de características en función de las longitudes.

#### 6-1.2.3. Alturas Verticales de los Apoyos (“CoordenadasApoyos”)

Calcula las alturas verticales “ $h_i$ ”, corrimiento horizontal “ $d_i$ ”, la inclinación y el factor de fricción en los centralizadores y son guardados en una matriz que contendrá las características solamente en los apoyos (“MATMOMENTOS”). El cálculo de las alturas se hace mediante la siguiente relación:



**Fig.6-6. Relación entre alturas verticales consecutivas**



**Fig.6-7. Ciclo Para Calcular las Alturas Verticales y corrimiento Horizontal**

#### 6-1.2.4. Estimación Inicial (“EstimaCargaAxialInicial”)

Se abre un ciclo **For** desde  $j=1$  hasta  $Ncent-1$ , donde  $Ncent$  es el número de centralizadores en la sarta; el cual nos va a permitir considerar los distintos instantes de tiempo en los cuales se presenta una nueva configuración (Fig.6-1). Dentro de este ciclo, se abre otro ciclo **For** desde  $i=1$  hasta  $i=j+1$  que nos permite evaluar en cada apoyo, desde el primero del fondo ( $i=1$ ), hasta el que se encuentre en la superficie para ese instante “ $j$ ”.

$$\begin{pmatrix} Q \\ P \end{pmatrix} := \begin{array}{l} \text{for } j \in 1..N_{\text{cent}} - 1 \\ \quad \text{for } i \in 1..j \\ \quad \quad P_{1,j} \leftarrow 1 \\ \quad \quad \theta_{i,j} \leftarrow 90 - \text{InclinInterp}(X_{\text{cent}_{i,j}}) \\ \quad \quad \Delta\theta_{i,j} \leftarrow \text{InclinInterp}(X_{\text{cent}_{i,j}}) - \text{InclinInterp}(X_{\text{cent}_{i+1,j}}) \\ \quad \quad L_i \leftarrow |\text{ProfCent}_{i+1} - \text{ProfCent}_i| \\ \quad \quad \text{if Bajada} = 0 \\ \quad \quad \quad Q_{i,j} \leftarrow \frac{w(X_{\text{cent}_{i,j}}) \cdot L_i \cdot \cos\left[\left(\theta_{i,j} + \Delta\theta_{i,j}\right) \cdot \frac{\pi}{180}\right] - P_{i,j} \cdot \sin\left(\Delta\theta_{i,j} \cdot \frac{\pi}{180}\right)}{\cos\left(\Delta\theta_{i,j} \cdot \frac{\pi}{180}\right) + \mu \cdot \sin\left(\Delta\theta_{i,j} \cdot \frac{\pi}{180}\right)} \\ \quad \quad \quad P_{i+1,j} \leftarrow (P_{i,j} + \mu \cdot |Q_{i,j}|) \cdot \cos\left(\Delta\theta_{i,j} \cdot \frac{\pi}{180}\right) - Q_{i,j} \cdot \sin\left(\Delta\theta_{i,j} \cdot \frac{\pi}{180}\right) + w(X_{\text{cent}_{i,j}}) \cdot L_i \cdot \sin\left[\left(\theta_{i,j} + \Delta\theta_{i,j}\right) \cdot \frac{\pi}{180}\right] \\ \quad \quad \text{if Bajada} = 1 \\ \quad \quad \quad Q_{i,j} \leftarrow \frac{w(X_{\text{cent}_{i,j}}) \cdot L_i \cdot \cos\left[\left(\theta_{i,j} + \Delta\theta_{i,j}\right) \cdot \frac{\pi}{180}\right] - P_{i,j} \cdot \sin\left(\Delta\theta_{i,j} \cdot \frac{\pi}{180}\right)}{\cos\left(\Delta\theta_{i,j} \cdot \frac{\pi}{180}\right) - \mu \cdot \sin\left(\Delta\theta_{i,j} \cdot \frac{\pi}{180}\right)} \\ \quad \quad \quad P_{i+1,j} \leftarrow (P_{i,j} - \mu \cdot |Q_{i,j}|) \cdot \cos\left(\Delta\theta_{i,j} \cdot \frac{\pi}{180}\right) - Q_{i,j} \cdot \sin\left(\Delta\theta_{i,j} \cdot \frac{\pi}{180}\right) + w(X_{\text{cent}_{i,j}}) \cdot L_i \cdot \sin\left[\left(\theta_{i,j} + \Delta\theta_{i,j}\right) \cdot \frac{\pi}{180}\right] \end{array}$$

$$\begin{pmatrix} Q \\ P \end{pmatrix}$$

**Fig.6-8. Ciclo Para Estimación Inicial**

### 6-1.2.5. Computación de Momentos (“CALCULODEMOMENTOS”)

Para determinar la distribución de momentos a lo largo de la sarta, se plantea un sistema de ecuaciones, en el cual se relacionan los momentos en los centralizadores, ver Capítulo V (Sección 5-2). Esto se hace para cada instante en el cual entra un nuevo centralizador en el hoyo. Para resolver el sistema, se genera una matriz de orden  $N-2$ , en donde  $N$  es el número de centralizadores dentro del hoyo para ese instante de tiempo  $j$ . Esta matriz, conjuntamente con las condiciones de  $M_1 = 0$  y  $M_j = 0$ , determinan la solución del sistema. La implementación computacional se ilustra a continuación para el instante en el cual existen 5 centralizadores dentro del hoyo ( $j=4$  en Fig.6-4).

La ecuación generalizada de los tres momentos es:

$$M_{i-1} \phi(u_{i-1}) + 2 \cdot M_i \left( \psi(u_{i-1}) + \frac{L_i \cdot I_{i-1}}{L_{i-1} \cdot I_i} \psi(u_i) \right) + M_{i+1} \frac{L_i}{L_{i-1}} \frac{I_{i-1}}{I_i} \phi(u_i) = \frac{6 \cdot E \cdot I_{i-1}}{L_{i-1}} \cdot (\beta_i - \theta_{oi} - \theta'_{oi})$$

Planteando el sistema de ecuaciones a lo largo de la sarta, en el instante en que se encuentran 5 centralizadores dentro del hoyo obtenemos:

$$M_1 = 0 \quad (\text{Ec.1})$$

$$\phi(u_1) M_1 + 2 \left[ \psi(u_1) + \frac{L_2 \cdot I_1}{L_1 \cdot I_2} \psi(u_2) \right] M_2 + \frac{L_2}{L_1} \frac{I_1}{I_2} \phi(u_2) M_3 = \frac{6 \cdot E \cdot I_1}{L_1} (\beta_2 - \theta_{o2} - \theta'_{o2}) \quad (\text{Ec.2})$$

$$\phi(u_2) M_2 + 2 \left[ \psi(u_2) + \frac{L_3 \cdot I_2}{L_2 \cdot I_3} \psi(u_3) \right] M_3 + \frac{L_3}{L_2} \frac{I_2}{I_3} \phi(u_3) M_4 = \frac{6 \cdot E \cdot I_2}{L_2} (\beta_3 - \theta_{o3} - \theta'_{o3}) \quad (\text{Ec.3})$$

$$\phi(u_3) M_3 + 2 \left[ \psi(u_3) + \frac{L_4 \cdot I_3}{L_3 \cdot I_4} \psi(u_4) \right] M_4 + \frac{L_4}{L_3} \frac{I_3}{I_4} \phi(u_4) M_5 = \frac{6 \cdot E \cdot I_3}{L_3} (\beta_4 - \theta_{o4} - \theta'_{o4}) \quad (\text{Ec.4})$$

$$M_5 = 0 \quad (\text{Ec.5})$$

Expresando las ecuaciones intermedias en forma matricial:

$$\begin{bmatrix} \phi(u_1) & 2 \left[ \psi(u_1) + \frac{L_2 \cdot I_1}{L_1 \cdot I_2} \psi(u_2) \right] & \frac{L_2}{L_1} \frac{I_1}{I_2} \phi(u_2) & 0 & 0 \\ 0 & \phi(u_2) & 2 \left[ \psi(u_2) + \frac{L_3 \cdot I_2}{L_2 \cdot I_3} \psi(u_3) \right] & \frac{L_3}{L_2} \frac{I_2}{I_3} \phi(u_3) & 0 \\ 0 & 0 & \phi(u_3) & 2 \left[ \psi(u_3) + \frac{L_4 \cdot I_3}{L_3 \cdot I_4} \psi(u_4) \right] & \frac{L_4}{L_3} \frac{I_3}{I_4} \phi(u_4) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} M_1 \\ M_2 \\ M_3 \\ M_4 \\ M_5 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{6 \cdot E \cdot I_1}{L_1} (\beta_2 - \theta_{o2} - \theta'_{o2}) \\ \frac{6 \cdot E \cdot I_2}{L_2} (\beta_3 - \theta_{o3} - \theta'_{o3}) \\ \frac{6 \cdot E \cdot I_3}{L_3} (\beta_4 - \theta_{o4} - \theta'_{o4}) \end{bmatrix}$$

**Fig.6-9. Matriz de Preliminar para el Cálculo de Momentos**

Como  $M_1$  y  $M_5$  son cero, desaparecen las columnas 1 y 5, quedando entonces una matriz tridiagonal de orden  $N-2$  (3 para el ejemplo en cuestión).

$$\begin{bmatrix} 2 \cdot \left( \psi(u_1) + \frac{I_2 \cdot I_1}{L_1 \cdot I_2} \cdot \psi(u_2) \right) & \frac{L_2}{L_1} \cdot \frac{I_1}{I_2} \cdot \phi(u_2) & 0 \\ \phi(u_2) & 2 \cdot \left( \psi(u_2) + \frac{L_3 \cdot I_2}{L_2 \cdot I_3} \cdot \psi(u_3) \right) & \frac{L_3}{L_2} \cdot \frac{I_2}{I_3} \cdot \phi(u_3) \\ 0 & \phi(u_3) & 2 \cdot \left( \psi(u_3) + \frac{L_4 \cdot I_3}{L_3 \cdot I_4} \cdot \psi(u_4) \right) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} M_1 \\ M_2 \\ M_3 \\ M_4 \\ M_5 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{6 \cdot E \cdot I_1}{L_1} \cdot (\beta_2 - \theta_{o2} - \theta'_{o2}) \\ \frac{6 \cdot E \cdot I_2}{L_2} \cdot (\beta_3 - \theta_{o3} - \theta'_{o3}) \\ \frac{6 \cdot E \cdot I_3}{L_3} \cdot (\beta_4 - \theta_{o4} - \theta'_{o4}) \end{bmatrix}$$

**Fig.6-10. Matriz Tridiagonal para el Cálculo de Momentos**

Para resolver la matriz se empleó una rutina que había sido desarrollada previamente en Fortran 77<sup>[36]</sup>, y se adaptó el código para emplearse en Visual Basic 6.0. **Tridag(N,C,D,E,B)** resuelve un vector de  $N$  elementos (3 para el ejemplo), donde **C** es el vector que contiene la subdiagonal (orden  $N-1$ ), **D** es el vector que contiene la diagonal (orden  $N$ ), **E** es el vector que contiene la superdiagonal (orden  $N-1$ ) y **B** es el vector que contiene los términos independientes. El llenado de las diagonales se muestra en un ciclo en la figura 6-11.

$$\begin{pmatrix} \phi \\ \psi \\ \theta_0 \end{pmatrix} := \begin{array}{l} \text{for } j \in 1..N_{\text{cent}} - 1 \\ \quad \text{for } i \in 1..j \\ \quad \quad P \leftarrow P \\ \quad \quad L_i \leftarrow |\text{ProfCent}_{i+1} - \text{ProfCent}_i| \\ \quad \quad \theta_{i,j} \leftarrow (90 - \text{InclinInterp}(X_{\text{cent}_{i,j}})) \cdot \frac{\pi}{180} \\ \quad \quad u_{i,j} \leftarrow \frac{L_i}{2} \cdot \sqrt{\frac{|P_{i,j}|}{E \cdot I(X_{\text{cent}_{i,j}})}} \\ \quad \quad \text{if } P_{i,j} < 0 \\ \quad \quad \quad \phi_{i,j} \leftarrow \frac{3}{u_{i,j}} \cdot \left( \frac{1}{\sin(2 \cdot u_{i,j})} - \frac{1}{2 \cdot u_{i,j}} \right) \\ \quad \quad \quad \psi_{i,j} \leftarrow \frac{3}{2 \cdot u_{i,j}} \cdot \left( \frac{1}{2 \cdot u_{i,j}} - \frac{1}{\tan(2 \cdot u_{i,j})} \right) \\ \quad \quad \quad \theta_{0i,j} \leftarrow \frac{w(X_{\text{cent}_{i,j}}) \cdot \cos(\theta_{i,j}) \cdot (L_i)^3}{24 \cdot E \cdot I(X_{\text{cent}_{i,j}})} \cdot \frac{3 \cdot (\tan(u_{i,j}) - u_{i,j})}{(u_{i,j})^3} \\ \quad \quad \text{if } P_{i,j} \geq 0 \\ \quad \quad \quad \phi_{i,j} \leftarrow -\frac{3}{u_{i,j}} \cdot \left( \frac{1}{\sinh(2 \cdot u_{i,j})} - \frac{1}{2 \cdot u_{i,j}} \right) \\ \quad \quad \quad \psi_{i,j} \leftarrow -\frac{3}{2 \cdot u_{i,j}} \cdot \left( \frac{1}{2 \cdot u_{i,j}} - \frac{1}{\tanh(2 \cdot u_{i,j})} \right) \\ \quad \quad \quad \theta_{0i,j} \leftarrow -\frac{w(X_{\text{cent}_{i,j}}) \cdot \cos(\theta_{i,j}) \cdot (L_i)^3}{24 \cdot E \cdot I(X_{\text{cent}_{i,j}})} \cdot \frac{3 \cdot (\tanh(u_{i,j}) - u_{i,j})}{(u_{i,j})^3} \end{array}$$

$$\begin{pmatrix} \phi \\ \psi \\ \theta_0 \end{pmatrix}$$

**Fig.6-11. Ciclo para el Llenado de las Diagonales de la Matriz de Momentos**

### 6-1.2.6. Rutina de Cargas Cortantes

Luego de la determinación de momentos, el próximo paso es determinar las fuerzas de corte. Mediante un ciclo **For** se determinan las fuerzas cortantes a lo largo de la sarta en los distintos instantes de tiempo.

$$\begin{array}{l}
 V := \text{for } j \in 1..4 \\
 \quad \text{for } i \in 1..j \\
 \quad \quad P'_{i,j} \leftarrow P_{i+1,j} - w(X_{\text{cent}_{i,j}}) \cdot L_{i,j} \cdot \sin\left(\theta_{i,j} + \frac{1}{2} \cdot \Delta\theta_{i,j}\right) - \frac{1}{r_{i,j}} \cdot (M_i - M_{i+1}) \\
 \quad \quad \quad - w(X_{\text{cent}_{i,j}}) \cdot \frac{L_{i,j}}{2} \cdot \cos\left(\theta_{i,j} + \frac{1}{2} \cdot \Delta\theta_{i,j}\right) + P_{i+1,j} \cdot \sin\left(\frac{1}{2} \cdot \Delta\theta_{i,j}\right) + \frac{1}{L_{i,j}} \cdot (M_{i+1} - M_i) \\
 \quad \quad V_{i+1,j} \leftarrow \frac{\quad}{\cos\left(\frac{1}{2} \cdot \Delta\theta_{i,j}\right)} \\
 \quad \quad \quad w(X_{\text{cent}_{i,j}}) \cdot \frac{L_{i,j}}{2} \cdot \cos\left(\theta_{i,j} + \frac{1}{2} \cdot \Delta\theta_{i,j}\right) - P_{i,j} \cdot \sin\left(\frac{1}{2} \cdot \Delta\theta_{i,j}\right) + \frac{1}{L_{i,j}} \cdot (M_{i+1} - M_i) \\
 \quad \quad V'_{i,j} \leftarrow \frac{\quad}{\cos\left(\frac{1}{2} \cdot \Delta\theta_{i,j}\right)} \\
 \quad V
 \end{array}$$

**Fig.6-12. Ciclo Para Cálculo de Cargas Cortantes**

### 6-1.2.7. Rutina de Fuerza de Contacto y Fuerza de Fricción

Luego de calcular las fuerzas cortantes, se abre el ciclo **For** para determinar las fuerzas de contacto “ $Q_i$ ” y las fuerzas de fricción “ $F_i$ ” a lo largo de la sarta en los distintos instantes de tiempo.

$$\begin{pmatrix} Q \\ F \end{pmatrix} := \begin{array}{l} \text{for } j \in 1..4 \\ \quad \text{for } i \in 1..j \\ \quad \quad \left| \begin{array}{l} Q_{i,j} \leftarrow V_{i+1,j} - V_{i,j} \\ F_{i,j} \leftarrow \mu \cdot |Q_{i,j}| \end{array} \right. \\ \quad \quad \left( \begin{array}{l} Q \\ F \end{array} \right) \end{array}$$

**Fig.6-13. Ciclo Para Cálculo de Fuerzas de Contacto y Fricción**

### 6-1.2.8. Rutina de Nuevas Fuerzas Axiales

Finalmente entra en un ciclo **For** para determinar las nuevas cargas axiales “**P<sub>i</sub>**” a lo largo de la sarta en los distintos instantes de tiempo. Estas cargas serán usadas como nueva semilla en un ciclo iterativo mayor (que incluye las rutinas de 1-1.2.1 a 6-1.2.8), hasta que se alcance la tolerancia especificada entre los valores obtenidos de “**P<sub>i</sub>**” y los valores de la corrida anterior.

$$\begin{array}{l} P := \text{for } j \in 1..N_{\text{cent}} \\ \quad \text{for } i \in 1..j \\ \quad \quad \left| \begin{array}{l} P_i \leftarrow P_{i+1} = P_i + F_i + w_i \cdot L_i \cdot \text{sen} \left( \theta_i + \frac{1}{2} \cdot \Delta\theta_i \right) - \frac{1}{r_i} \cdot (M_{i+1} - M_i) \\ P \end{array} \right. \end{array}$$

**Fig.6-14. Ciclo Para Cálculo de Nuevas Fuerzas Axiales**

A continuación se presenta el diagrama de flujo con el ciclo externo marcado en línea segmentada.

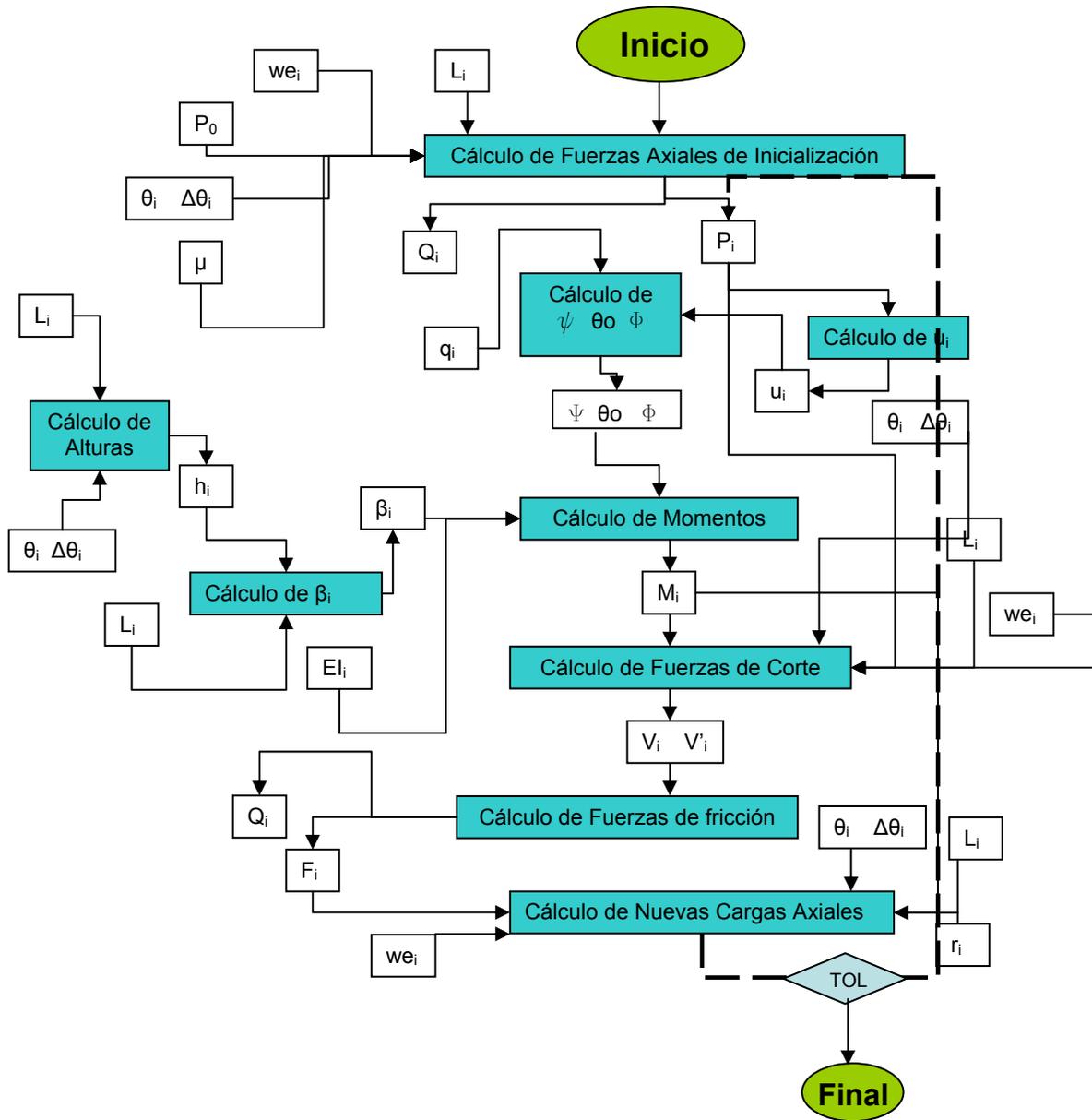


Fig.6-15. Diagrama de Flujo

**CAPITULO VII**  
**RESULTADOS Y ANALISIS DE LOS MISMOS**

**7-1. Resultados Preliminares**

Durante el desarrollo del programa, se fueron obteniendo resultados parciales para hacer un seguimiento a los cálculos. Se seleccionó un hoyo piloto de trayectoria suave para facilitar la verificación. Las características del Hoyo y tubería se presentan a continuación.

Hoyo: MFB (SAN TOME) (Nov-24-97)

Diámetro del Revestidor (in): 7.625  
 Diámetro del Hoyo (in): 9.075  
 Peso del Lodo (lb/gal): 9.4 (Base aceite)  
 Profundidad Vertical (TVD) (ft): 3319.6  
 Intervalo (ft): 1580-3780

Los siguientes puntos de control se introdujeron para describir la geometría

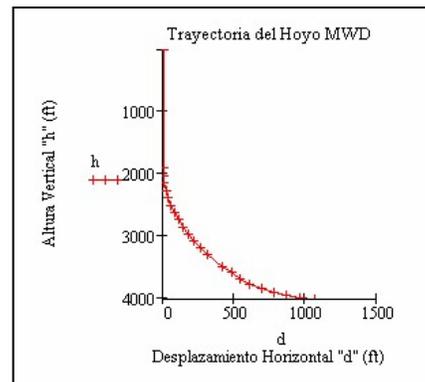
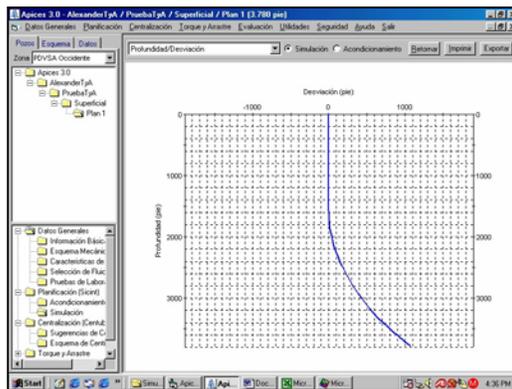
<b>Profundidad</b>	<b>Inclinación</b>
0	0
1580	0
1680	2,5
1780	5
1880	7,5
1980	10
2080	12,5
2180	15
2280	17,5
2380	20
2480	22,5
2580	25
2680	27,5
2780	32,5
2980	35
3080	37,5
3179,8	40
3279,8	47,5
3379,8	55
3479,8	62,5
3579,8	70
3679,8	77,5
3780	85

**Tabla 7-1. Trayectoria del Hoyo Piloto**

La primera verificación fue asegurar el correcto procedimiento de llenado de la matriz de data “MatGen”. Para esto, se creó una rejilla (“grid”) que, después de llenarse con las columnas de “MatGen” (Fig.7-1), fue comparada contra la data de trayectoria, hoyo y tubería para cada profundidad. Estos resultados parciales se verificaron con un programa desarrollado también por el autor en MathCad 2001.

Profundidad	Inclinación	Dirección	D Interno	D Externo	Peso	D Hoyo	Fricción	Centraliza	Standoff
0.00	0.00	0	6.76	7.62	33.7	9.875	0.2	0	10986328
7.56	0.00	0	6.76	7.62	33.7	9.875	0.2	0	10986328
15.12	0.00	0	6.76	7.62	33.7	9.875	0.2	0	10986328
22.68	0.00	0	6.76	7.62	33.7	9.875	0.2	0	10986328
30.24	0.00	0	6.76	7.62	33.7	9.875	0.2	0	10986328
37.80	0.00	0	6.76	7.62	33.7	9.875	0.2	0	10986328

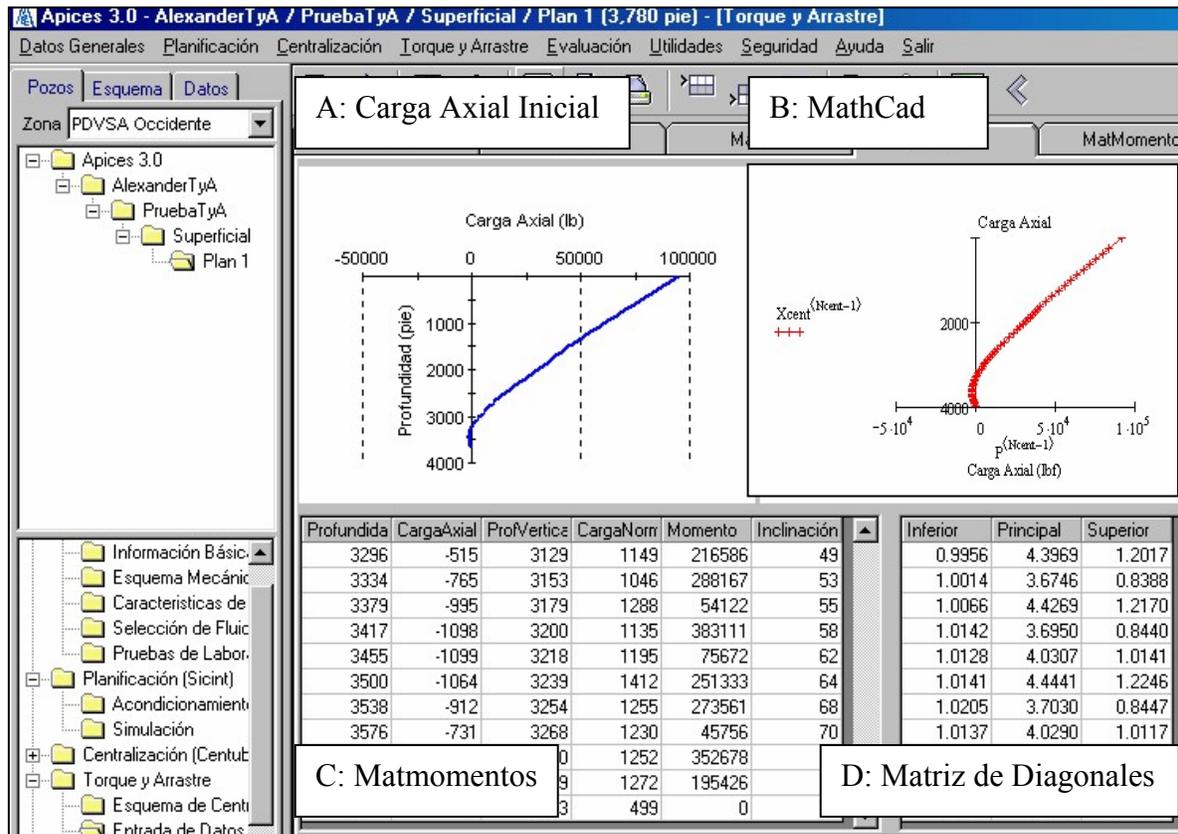
**Fig.7-1. Correcto Llenado de MatGen**



**Fig.7-2. Trayectoria del Hoyo MFB-San Tomé. A) Interpolación del Programa. B) Interpolación en MathCad 2001**

Para verificar que las rutinas **EntraCentralizador** (6-1.2.1), **CondicionesEntreApoyos** (6-1.2.2), **CoordenadasApoyos** (6-1.2.3), **EstimaCargaAxialInicial** (6-1.2.4) y **CalculodeMomentos** (6-1.2.5) estuvieran funcionando correctamente, se creó una rejilla que se llena con los valores de las columnas de **MATMOMENTOS** (Fig.7-2C). Esta rejilla aumenta su número de filas cada vez que entra un nuevo centralizador en el hoyo.

Adicionalmente, se incorporaron los gráficos de “Carga Axial Inicial Vs. Profundidad” (Fig.7-2A y 7-2B). Se creó una nueva rejilla (Fig.7-2D), en donde se vaciaron los valores de los vectores que contienen los elementos de las diagonales de la matriz tridiagonal obtenida partiendo del sistema de ecuaciones de la sección 6-1.1.4.



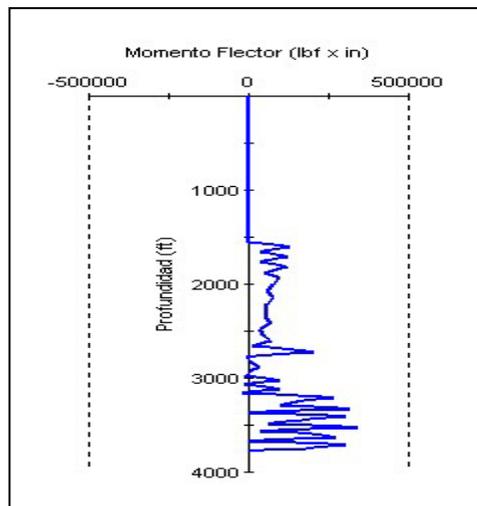
**Fig.7-3. Resultados Preliminares Para Verificación. A) Estimación Inicial de Carga Axial. B) Estimación de Carga Axial (MathCad). C) Correcto llenado de MATMOMENTOS. D) Valores Obtenidos en las Diagonales de la Matriz de Banda.**

## 7-2. Resultados Finales

Después de hacer correr el programa con la data del pozo piloto se obtuvieron los resultados que se presentan a continuación. Los resultados se discuten y se comparan con resultados obtenidos a partir de otros programas (“WellPan” y “Ddrag8”).

### 7-2.1. Distribución de Momentos Flectores

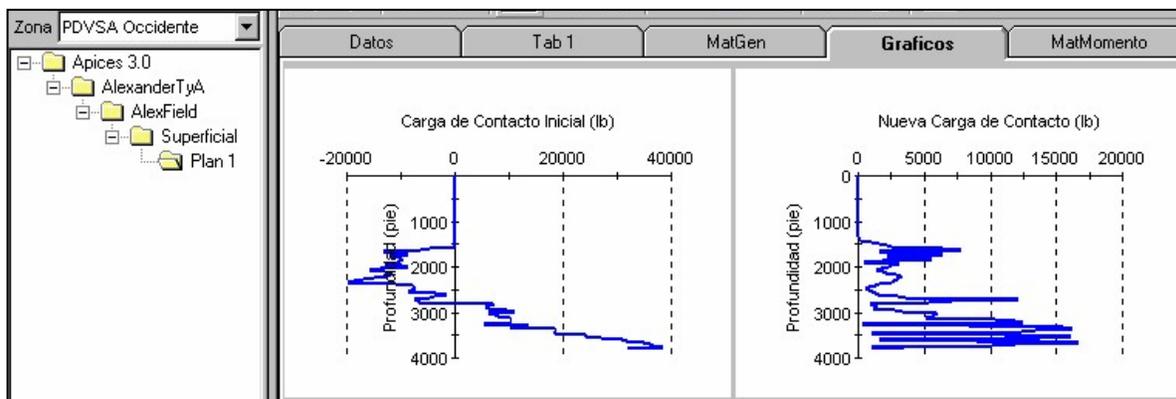
La figura 7-3 muestra la distribución de momentos obtenida para la posición final de la sarta, después de correr el programa con un factor de fricción de 0.2. Puede observarse claramente que desde la superficie hasta el punto donde comienza el desvío (1680 ft aproximadamente) el momento flector es nulo como era de esperarse, pues no hay una componente lateral del peso de la sarta que ocasione flexión.



**Fig.7-4. Distribución de Momentos Obtenida para el Instante Final**

## 7-2.2. Distribución de Cargas de Contacto

En la figura 7-5 se muestran las cargas de contacto obtenidas por el simulador (Estimación inicial y final), para el momento en que la sarta llega al fondo. En la zona vertical ambas distribuciones son prácticamente nulas. Esto se debe a que debido a la posición vertical de la sarta, la componente lateral del peso de la misma es nula, por lo que no hay una fuerza de contacto contra el hoyo apreciable. Asimismo, no se observan diferencias entre la estimación inicial y la carga de contacto luego de iterar siendo ambas prácticamente nulas. Esto se debe a que en la zona vertical el momento flector es nulo (Fig.7-4). Por el contrario, después del punto inicial de desvío (1680 ft) comienza a manifestarse el efecto debido al momento flector, aumentando el valor de la carga de contacto después de iterar con la rutina de momentos respecto a los valores de inicialización. Es importante mencionar que en la figura 7-5B, lo que se ve graficado es el valor absoluto de la carga de contacto.



(a)

(b)

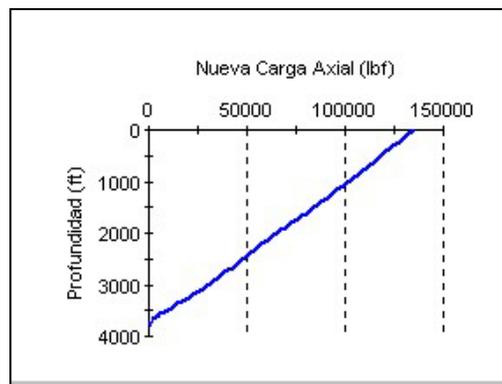
**Fig.7-5. Distribución de Carga de Contacto obtenida para la sarta en el fondo.**

**a) Estimación Inicial. b) Luego de Iterar**

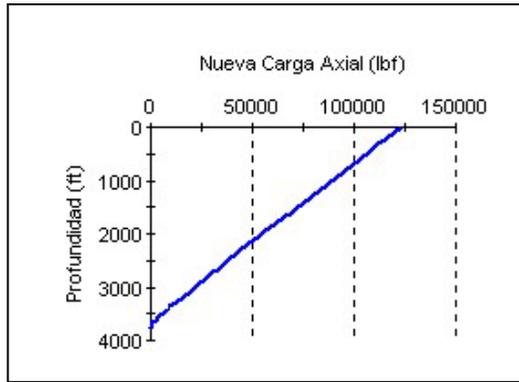
### 7-2.3. Perfil de Cargas Axiales y Carga en el Gancho

Independientemente del tipo de operación (subida, bajada o rotación), la tensión va creciendo hacia la superficie. Esto se debe a que, a medida que el punto de estudio se encuentra más arriba, soporta mayor longitud (y por lo tanto mayor peso) de tubería por debajo. Sin embargo, es de notar que, aunque durante la operación de subida la sarta nunca se encuentra a compresión (Fig.7-6, 7-7 y 7-8), este no es el caso para la operación de bajada, en donde las zonas cercanas a la zapata sí se ven sometidas a fuerzas compresivas (7-9, 7-10, 7-11).

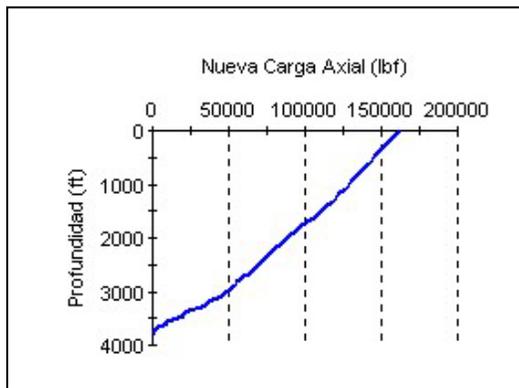
Cuando la sarta se encuentra bajando, la tensión en el gancho se incrementa de manera casi lineal durante la sección vertical porque va aumentando la longitud de tubería que soporta. Al llegar al punto de desvío (1680 ft aproximadamente), comienza a tomar importancia la componente lateral del peso, que causa la fuerza de contacto que será responsable de la fricción. La fricción tiende a disminuir la tensión en la tubería debido a que se opone a la bajada. Por el contrario, durante la subida, el arrastre se presenta como una carga adicional a vencer por el sistema de izaje.



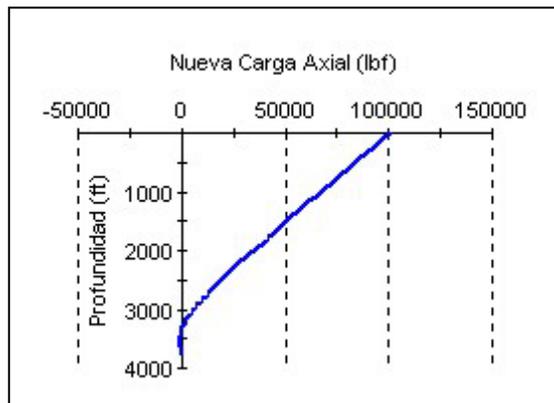
**Fig.7-6. Perfil de Tensiones para la tubería en el fondo. Operación de Subida**  
( $\mu=0.05$ )



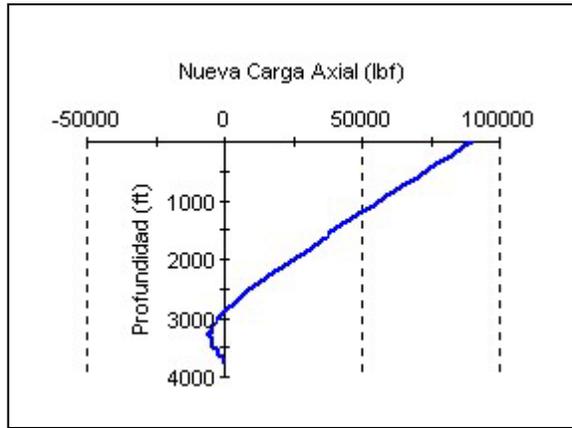
**Fig.7-7. Perfil de Tensiones para la tubería en el fondo. Operación de Subida**  
 $(\mu=0.1)$



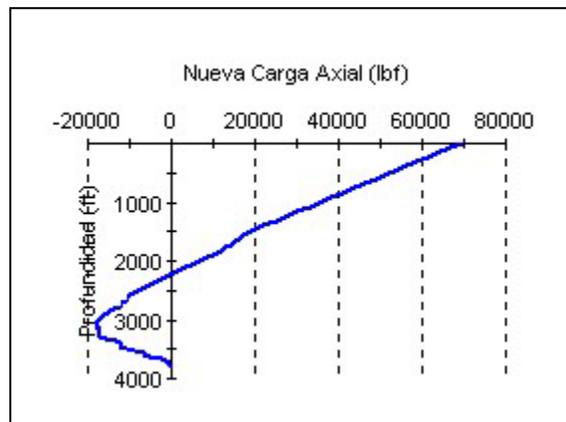
**Fig.7-8. Perfil de Tensiones para la tubería en el fondo. Operación de Subida**  
 $(\mu=0.2)$



**Fig.7-9. Perfil de Tensiones para la tubería en el fondo. Operación de Bajada**  
 $(\mu=0.05)$



**Fig.7-10. Perfil de Tensiones para la tubería en el fondo. Operación de Bajada**  
 $(\mu=0.1)$



**Fig.7-11. Perfil de Tensiones para la tubería en el fondo. Operación de Bajada**  
 $(\mu=0.2)$

Los perfiles de carga axial y la carga en el gancho se calcularon para distintos factores de fricción obteniéndose lo siguiente

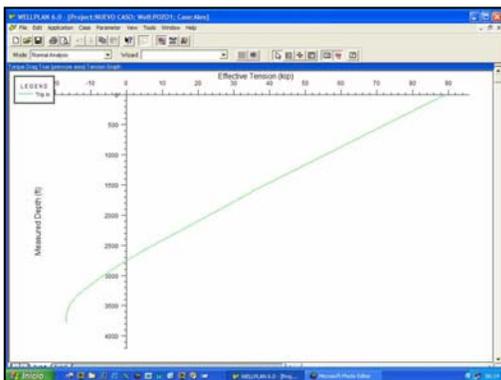
<b>Factor de Fricción</b>	<b>0.05</b>	<b>0.1</b>	<b>0.15</b>	<b>0.2</b>
<b>Carga en Gancho Subiendo (lb)</b>	123021	135190	148132	161830
<b>Carga en Gancho Bajando (lb)</b>	100719	90172	79844	69359

**Tabla 7-2. Carga en el Gancho Subiendo y Bajando para distintos valores de Factor de Fricción**

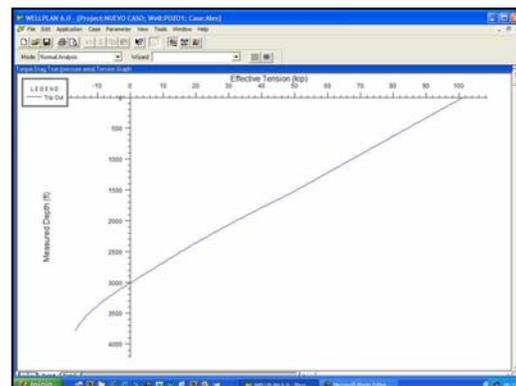
La carga en el gancho se ve sensiblemente afectada por el factor de fricción. Por ejemplo, con un incremento de solamente 0.05 en el valor del factor de fricción, la carga en el gancho puede variar más de 10000 lb. Más aún, para valores de factor de fricción mayores a 0.4, durante la operación de bajada no se alcanzó convergencia en 100 iteraciones. Esto no sorprende al autor, pues muchos otros investigadores (Johancsik, Wu, Blikra y Rocheleau entre otros) han encontrado una gran sensibilidad respecto al factor de fricción.

Otro aspecto que es importante resaltar es que el rango de valores para el factor de fricción que arrojan resultados satisfactorios en el simulador es de 0.05 a 0.25. Estos factores de fricción son muy similares a los obtenidos por Child y Ward <sup>[18]</sup> (0.14 a 0.25) y a los de Rocheleau y Zhao <sup>[26]</sup> (0.05 a 0.1). Esto no es casualidad. Al igual que el modelo propuesto, estos dos modelos consideran la rigidez de la sarta, por lo que los factores de fricción obtenidos son menores a los de modelos que no consideran rigidez, como el de Johancsik <sup>[14]</sup> (0.25 a 0.4) o Sheppard <sup>[15]</sup> (0.2 a 2.4). En concordancia con los análisis de Ho <sup>[17]</sup>.

Comparemos ahora con los resultados obtenidos de otro simulador (WellPlan de Landmark). Durante la bajada el simulador de Landmark estimó la carga en el gancho en 89000 lb mientras que durante la subida la estimó en 100000 lb.



**Fig.7-12. Tensión durante Bajada  
(Landmark)**



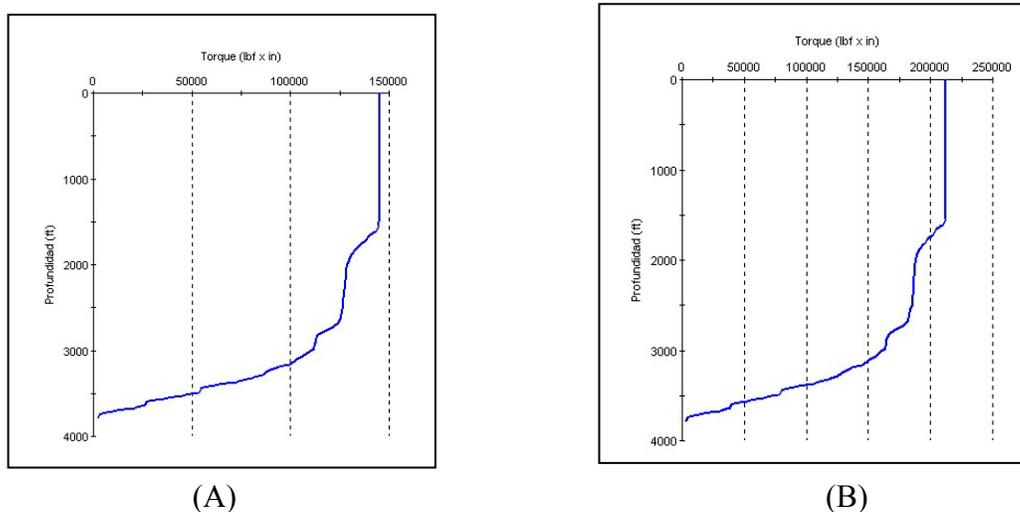
**Fig.7-13. Tensión durante Subida  
(Landmark)**

Mientras que la diferencia entre la carga en el gancho de subida y bajada es de unas 10000 lb para el modelo de Landmark, para el modelo propuesto es más de 20000 lb para  $\mu=0.05$ , más de 40000 lb para  $\mu=0.1$  y más de 90000 lb para  $\mu=0.2$ . Esto ratifica la sensibilidad del modelo al factor de fricción y recalca la importancia de su validación.

#### 7-2.4. Torque

Las figura 7-14 muestra la distribución de torque obtenida del simulador para el caso donde la fricción se da entre el centralizador y la tubería (7-14A) y el caso en el cual la fricción ocurre entre el centralizador y el hoyo. Aunque la fuerza normal es la misma para cada caso, la diferencia viene dada por el radio ( $T=\mu.Q.R$ ), que en el primer caso es el de la tubería (7.625 in) resultando en un torque de casi 150000 lb.in y en el segundo es el radio del hoyo (9.875 in) resultando en un torque de poco más de 200000 lb.in. Nótese la gran diferencia (más de 50000 lb.in) por el simple hecho de considerar el radio correspondiente en cada caso dependiendo de la fijación del centralizador introducida por el usuario.

El torque va incrementando desde la zapata hasta el punto de desvío acentuado (1680 ft aproximadamente), a partir del cual no hay incremento en el torque debido a la ausencia de carga de contacto.



**Fig.7-14. Distribución de Torque. A) Fricción Hoyo/Centralizador. B) Fricción Tubería/Centralizador**

### **7-2.5. Otros Análisis Generales**

El hecho de refinar la partición de la tubería no presentó gran influencia sobre los resultados, pues, los valores que van a jugar un papel determinante en los cálculos iterativos son los de las condiciones en los centralizadores.

En la ecuación de los tres momentos, se supone que la tensión entre dos apoyos no cambia a lo largo de la longitud del tramo. Esto no necesariamente es cierto, pues, la carga axial puede variar, ya sea por cambios en la inclinación de un apoyo a otro, o por variación de intensidad de carga

La sensibilidad al factor de fricción se manifestó en todas las cargas. El criterio de convergencia fue muy simple. Los cálculos se corrieron hasta un máximo de 100 iteraciones. Cuando el factor de fricción se escogió por debajo de 0.4 la convergencia se alcanzó casi siempre en tres iteraciones, mientras que al aumentar el factor de fricción, el sistema no converge sin importar el número de iteraciones.

Se realizaron otros experimentos con el simulador como correr pozos con diferentes trayectorias (cóncava-recto-convexa), pozos con tuberías previamente cementadas, pozos de alto alcance en profundidad (hasta 13000 ft) sin problemas de convergencia, siempre que la selección del factor de fricción fuera acertada.

## CAPÍTULO VIII

### CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES

#### 8-1. Conclusiones

Luego del desarrollo del modelo y del posterior análisis de los resultados obtenidos, es posible concluir lo siguiente:

- El estudio de Torque y Arrastre es fundamental para la exitosa construcción de un pozo.
- Ahorro de costos con respecto a la selección del equipo
- Comparación de las mediciones durante la operación, con las estimadas permite la detección prematura de un problema y atacarlo a tiempo
- Como una herramienta de diagnóstico, el simulador puede ser usado para post-analizar problemas
- Proporciona un conocimiento más completo acerca de las cargas que actúan sobre la sarta. Puede contribuir a mejorar las técnicas de diseño de tuberías.
- El torque y arrastre en las secciones verticales es mucho menor que en las zonas horizontales.
- El torque y arrastre en un pozo determinado están relacionados. Un Alto Torque y alto arrastre ocurren en conjunto
- La simulación permitiría planear los pozos para minimizar torque y arrastre.
- El arrastre se experimenta como una fuerza adicional al peso de la sarta cuando es sacada del hoyo. La pérdida de torque es tal que el torque disponible en la zapata es mucho menor que el aplicado en la superficie.
- La selección del factor de fricción es fundamental para la adecuada aplicación del modelo. Si se selecciona un factor de fricción conveniente (de 0.01 a 0.25), el método converge en pocas iteraciones (no más de 4) con excelentes tolerancias.
- Fricción se ve afectada por:
  - la fuerza normal ( $Q$ )
  - el factor de fricción ( $f$ )
- Coeficiente de fricción depende de:

- Materiales en contacto, expuesto a la formación o revestido.
- Grado de lubricación, base agua o base aceite.
- Fuerza normal depende de:
  - Contribución de la gravedad
  - Efectos de tensión actuando a lo largo de la curvatura
  - Flexión de la tubería
- La predicción del arrastre es un problema 3D. No existe una solución exacta para este problema excepto en casos particulares.
- El método desarrollado predice las cargas usando la teoría de vigas continuas y supone un perfil de tramos circulares. Considera la rigidez de la tubería y la presencia de centralizadores, por lo que modela de manera realista las condiciones de la sarta.
- No considerar la rigidez de la tubería subestima el torque y arrastre, o sobreestima el factor de fricción.
- El tamaño de la partición de la tubería no presenta gran influencia sobre los resultados.
- La implementación computacional del modelo es sencilla.
- El método ahorra tiempo y recursos, en comparación con otros métodos numéricos que modelan el problema de manera precisa como el método de elementos finitos.
- El torque y arrastre se deben principalmente a la fricción que ocurre entre la tubería y las paredes del hoyo. Sin embargo existen otros factores que pueden causar alto torque y arrastre: zonas estrechas, formaciones desprendibles, ranuras del hoyo, pegamiento diferencial, presencia de ripios.
- Si la trayectoria del hoyo es suave, los modelos que consideran rigidez arrojan resultados similares a los que no la consideran.
- El modelo 2, propuesto en el apéndice H modela de manera más real la sarta, pues considera de manera más apropiada el efecto de flotación sobre las componentes axiales y laterales del peso.
- Un menor diámetro de tubería reduciría el peso de la sarta, el torque y el arrastre, pero llevaría a un incremento en las presiones de bombeo.
- Es necesario continuar con el desarrollo del simulador, principalmente con su calibración.

- La descripción y características del pozo y la tubería se obtienen fácilmente, las cargas superficiales no
- El Rango de aplicación continuará creciendo a medida que los Ingenieros usen el simulador

## **8-2. Recomendaciones**

- Se recomienda la calibración del modelo con data de campo. Para esto hay que correr el programa en forma inversa, asumiendo un factor de fricción e iterando hasta obtener las cargas (suministradas como dato).
- Existen tres factores de fricción independientes: subiendo, bajando y rotando. La concordancia entre los tres factores, no solo atribuirá credibilidad al modelo, sino que también proveerá confianza en el coeficiente de fricción para su uso en operaciones subsiguientes.
- Es necesaria una recolección de data de campo y realizar un estudio estadístico (considerando tipo de lodo, superficies en contacto, etc.)
- Posteriormente, es conveniente definir las condiciones para que ocurra contacto puntual y distribuido en función del diámetro de tubería y del hoyo, para tomar en cuenta la holgura hoyo-tubería.
- Se recomienda el posterior estudio de las fuerzas de arrastre para el caso de los centralizadores flexibles, considerando las fuerzas de las espiras flexibles de los mismos.
- Sería interesante deducir nuevas expresiones de flexión para el caso en que la carga axial varía a lo largo del tramo. En este caso no podría definir el factor  $u=u(P)$  que emplea Timoshenko.

## BIBLIOGRAFÍA

1. Barberii, E. "El Pozo Ilustrado". 4ta Edición. Caracas; PDVSA; Editorial Arte, 1998. 669 p.
2. Smith, R. C. Preface. En "Well Cementing", Erik B. Nelson (Ed.). Netherlands; Schlumberger Dowell, 1990. 1-6. 430 p.
3. Lang Karl,R. "Basic Drilling and Well Completion Technology", IHRDC Video Library for Exploration and Production Specialists, GL301.
4. Ott W.K, "Cements and Cementing Practices", IHRDC Video Library for Exploration and Production Specialists, PE302.
5. Marca C. Remedial Cementing. En "Well Cementing", Erik B. Nelson (Ed.). Netherlands; Schlumberger Dowell, 1990. 1-6. 430 p.
6. Buisine P. and Bissonnette Steve. Cementing Equipment and Casing Hardware. En "Well Cementing", Erik B. Nelson (Ed.). Netherlands; Schlumberger Dowell, 1990. 1-6. 430 p.
7. Bowman, G.R.: "How to Run and Cement Liners" World Oil, N°1, May, 1988. Pág.38-46.
8. Guillot D., Hendriks H.,Callet F. and Vidick B. Mud Removal. En "Well Cementing", Erik B. Nelson (Ed.). Netherlands; Schlumberger Dowell, 1990. 1-6. 430 p.
9. Cowtran, J.L., 1982 "Technology used to improve drilling performance and primary cementing success in katy field", SPE 10956, New Orleans, LA.
10. Lubinski, A, 1950 "A study of the Buckling of Rotary Drillstrings, Drilling and Production Practice," Proceedings of the American Petroleum Institute, New York.
11. Bogy,D. and Paslay, P.: "Buckling of Drillpipe in an Inclined Hole," ASME Journal of Engineering for Industry, Vol.38. N°1. May, 1963. Pág.12-33.
12. Dawson,T. and Paslay P.: "Drillpipe Buckling in Inclined Holes," Journal of Petroleum Technology, Vol. 113. N°1. October, 1984. Pág. 1734-1738.
13. Goins W. C. and Goins O'Brien.: "Better Understanding Prevents Tubular Buckling Problems" World Oil, N°1. January, 1980, Huston. Pág. 101-106.

14. Johancsick C.A., Friesen D.B., Dawson R.: "Torque and Drag in Directional Wells- Prediction and Measurement" IADC/SPE 11380, presented at the 1983 IADC/SPE Drilling Conference, 20-23 February, 1984, New Orleans, Louisiana.
15. Sheppard M. C., Wick C., Burgess T.: "Designing Well Paths to Reduce Drag and Torque". SPE 15463, presented at the 1986 SPE Annual Technical Conference and Exhibition, 5-8 October, 1987, New Orleans, Louisiana.
16. Maidla E.E., Wojtanowicz A. K.: "Field Method of Assessing Borehole Friction for Directional Well Casing" SPE 15696, presented at the Fifth SPE Middle East Oil Show, 7-10 March, 1987, Manama, Bahrain.
17. Ho, H-S., 1988 "Improved Modeling Program for Computing the Torque and Drag in Directional and Deep Wells," Proceedings of 1988 SPE Annual Technical Conference, Paper No.18047.
18. Child A. J., Ward A. L., "The refinement of a Drillstring Simulator: Its validation and application" SPE 18046, presented at the 63<sup>rd</sup> Annual Technical Conference and Exhibition, October 2-5, 1988, Houston, TX.
19. Schuh, "The Critical Buckling Force and Stresses for Pipe in Inclined Curved Boreholes" SPE 21942, Presented at the SPE/IADC Drilling Conference, Amsterdam, 11-4 March, 1991.
20. Dareing, D.W and Ahlers, C.A: "Tubular bending and Pull-Out forces in High-Curvature Wellbores," Journal of Engineering for Industry, Vol.113. N°1. May, 1991. Pág.132-139.
21. Rocheleau,D. and Dareing, D.: "Effect of Drag on Bit Weight in High-Curvature Wellbores," Journal of Energy Resources Technology, Vol. 114, September, 1992 . Pág. 175-180.
22. Paslay P. R., Cernocky E. P., "Bending Stress Magnification in Constant curvature Doglegs with impact on Drilling and Casing." SPE 22547, presented at the 66<sup>th</sup> SPE Annual Technical Conference and Exhibition, October 6-9, 1991, Dallas, Texas.
23. Banks S. M., Hogg T. W., Thorogood J. L., "Increasing Extended-Reach Capabilities Through Wellbore Profile Optimization." IADC/SPE 23850, presented at the 1992 IADC/SPE Drilling Conference, February 18-21, 1992, New Orleans, Louisiana.

24. Paslay P. R. (1994) "Stress Analysis of Drillstrings" IADC/SPE 27976, presented at the University of Tulsa Centennial Petroleum Engineering Symposium, August.
25. Payne M. L., Abbassian F., "Advanced Torque and Drag Considerations in Extended Reach Wells." IADC/SPE 35102, presented at the 1996 IADC/SPE Drilling Conference, 12-15 March, 1996, New Orleans, Louisiana.
26. Rocheleau D. N., Mingxin Z.: "Drilling Forces in High-Curvature Wellbores. A comparison of Analytical Model Results With MWD Data" ASME International Conf. Huston. Book 3. January, 1997. Pág.153-160
27. Aadnoy, B.S., Stavanger,U.,Anderson,K: "Friction Analysis for Long-Reach Wells" IADC/SPE 39391, presented at the 1988 IADC/SPE Drilling Conference, March, Dallas.
28. Aadnoy B.S., Larsen K. and Berg P.C.: "Analysis of Stuck Pipe in Deviated Boreholes" SPE 56628, presented at the 1999 SPE Annual Technical Conference and Exhibition, October. Huston, Texas.
29. Rezmer-Cooper, I., Chau, M., Hendriks, A., Woodfine,M., Stacey, B. and Downton N.: "Field Data Supports the use of Stiffness end Tortuosity in Solving Complex Well Design Problems", SPE/IADC 52819, presented at the 1999 SPE/IADC Drilling Conference,9-11 March, Amsterdam, Holland.
30. Kuru,E., Martinez,A., Miska,S., Qui,w.: "The Buckling Behavior of Pipes and its Influence on the Axial Force Transfer in Directional Wells" IADC/SPE 52840, presented at the 1999 SPE/IADC Drilling Conference ,9-11 March, Amsterdam, Holland.
31. Ciccola V, 1999 "Desarrollo de un programa de cálculo para el centrado de tuberías en pozos petroleros," Tesis, Universidad Central de Venezuela, Escuela de Ingeniería Mecánica.
32. Rahman S. and Chilingarian G. "Casing Design theory and practice". Netherlands; Edit ELSEVIER, 1995. 373 p.
33. Timoshenko,S.P.and Gere,J.M.,1961. "Theory of Elastic Stability", McGraw-Hill Book Company, Inc.,New York.
34. Timoshenko,S.P.,1970, "Resistencia de materiales",ESPASA-CALPE,S.A.,Madrid.

35. Gere, J. y Timoshenko, S, 1984, “Mecánica de Materiales (2da Edición)”, Grupo Editorial Iberoamericana, México.