

**UNIVERSIDAD MAYOR DE SAN ANDRES**  
**FACULTAD DE INGENIERIA**  
**CARRERA DE INGENIERIA PETROLERA**  
**INSTITUTO DE INGENIERÍA PETROLERA – INSPET**  
**MAESTRÍA EN INGENIERIA PETROLERA**



**TESIS DE GRADO**

**“ANALISIS DEL MODELO NUMERICO EN ESFUERZOS DE TORQUE Y  
ARRASTRE EN TUBERIAS DE COMPLETACION EN POZOS  
HORIZONTALES”**

**Postulantes:   Ing. Pedro Reynaldo Marín Domínguez**

**Ing. Marco Antonio Montesinos Montesinos**

**Asesor:       Msc. Ing. José Ramiro Cadena Torrico**

**LA PAZ – BOLIVIA**  
**SEPTIEMBRE – 2014**



**UNIVERSIDAD MAYOR DE SAN ANDRÉS  
FACULTAD DE INGENIERIA**



**LA FACULTAD DE INGENIERIA DE LA UNIVERSIDAD MAYOR DE SAN ANDRÉS AUTORIZA EL USO DE LA INFORMACIÓN CONTENIDA EN ESTE DOCUMENTO SI LOS PROPÓSITOS SON ESTRICTAMENTE ACADÉMICOS.**

**LICENCIA DE USO**

El usuario está autorizado a:

- a) Visualizar el documento mediante el uso de un ordenador o dispositivo móvil.
- b) Copiar, almacenar o imprimir si ha de ser de uso exclusivamente personal y privado.
- c) Copiar textualmente parte(s) de su contenido mencionando la fuente y/o haciendo la cita o referencia correspondiente en apego a las normas de redacción e investigación.

El usuario no puede publicar, distribuir o realizar emisión o exhibición alguna de este material, sin la autorización correspondiente.

**TODOS LOS DERECHOS RESERVADOS. EL USO NO AUTORIZADO DE LOS CONTENIDOS PUBLICADOS EN ESTE SITIO DERIVARA EN EL INICIO DE ACCIONES LEGALES CONTEMPLADAS EN LA LEY DE DERECHOS DE AUTOR.**

## **AGRADECIMIENTO**

Agradecemos a todo el plantel administrativo y docente de la Universidad de Stavanger de Noruega, muy especialmente al Señor Terje Froiland por su valiosa intervención en el desarrollo del proyecto de colaboración con la carrera de Ingeniería Petrolera de la Universidad Mayor de San Andrés, proyecto que tuvo como principal objetivo la realización de la Maestría en Ingeniería Petrolera, del cual somos parte de la primera promoción.

Así mismo, agradecemos al M.Sc. Ing. José Ramiro Cadena Torrico, por la asesoría prestada en la elaboración del presente trabajo.

## **ACKNOWLEDGEMENTS**

We thank all the administrative and teaching staff of the University of Stavanger - Norway, especially to Terje Frøiland for their valuable involvement in the development of collaborative project with the career of Petroleum Engineering at the Universidad Mayor de San Andrés, a project that had as its main the performance objective of the Master of Petroleum Engineering, of which we are part of the first course.

We also thank the M.Sc. Ing. José Ramiro Cadena Torrico, by the advice given in the preparation of the thesis.

Pedro Reynaldo Marín Domínguez

Marco Antonio Montesinos Montesinos

## INDICE GENERAL

	Pag.
• AGRADECIMIENTO	i
• INDICE GENERAL	ii
• INDICE DE FIGURAS	v
• INDICE DE TABLAS	viii
• ACRONIMOS	ix
• RESUMEN	x
<b>CAPITULO 1 INTRODUCCION</b>	<b>1</b>
1.1 Hipótesis	2
1.2 Objetivos y acciones	2
1.2.1 Objetivos generales	2
1.2.2 Objetivos específicos	2
<b>CAPITULO 2 TORQUE Y ARRASTRE – FORMULACION TEORICA</b>	<b>3</b>
2.1 Generalidades	3
2.2 Torque	4
2.3 Arrastre	5
2.4 Factores de fricción	5
2.4.1 Planificación de factores de fricción	8
2.4.2 Análisis de sensibilidad	9
2.5 Esfuerzos de tensión, torque y arrastre	10
2.6 Modelos analíticos para el cálculo de torque y arrastre	11
2.6.1 Modelo simplificado de Johancsik (1983)	12
2.6.2 Modelo generalizado de torque y arrastre (Aadnoy, 2008)	13
2.6.3 Condiciones generales	15
2.7 Formulación del método del elemento finito	20
2.7.1 Método de soluciones por elementos finitos	20

2.7.2	Modelado por el método directo de la rigidez	23
2.7.2.1	Sistemas de referencia	23
2.7.2.2	Transformación de coordenadas	24
2.7.2.3	Armado de sistemas de ecuaciones	25
2.7.2.4	Imposición de las condiciones de contorno	26
2.7.2.5	Calculo de esfuerzos y reacciones	27
<b>CAPITULO 3 DESARROLLO TEORICO – SOLUCION NUMERICA</b>		<b>28</b>
3.1	Generalidades	28
3.2	Modelo teórico	29
3.2.1	Sistema de referencia general	29
3.2.2	Modelado de trayectoria	30
3.2.3	Sistema de ejes locales y globales	35
3.2.4	Modelado en elementos finitos	32
3.2.5	Ecuaciones en sistema de coordenadas globales	34
3.2.6	Condiciones de borde	36
3.2.7	Cálculo del torque y arrastre – procedimiento iterativo	37
3.3	Implementación de la metodología desarrollada	39
<b>CAPITULO 4 CASOS DE ESTUDIO – RESULTADO Y ANALISIS</b>		<b>42</b>
4.1	Introducción	42
4.2	Casos de estudio	42
4.2.1	Caso pozo 1	43
4.2.2	Caso pozo 2	44
4.2.3	Caso pozo 3	47
4.3	Resultados y análisis	50
4.3.1	Resultado y análisis pozo 1	51
4.3.2	Resultado y análisis pozo 2	56
4.3.3	Resultado y análisis pozo 3	61

<b>CAPITULO 5</b>	<b>CONCLUSIONES</b>	66
<b>CAPITULO 6</b>	<b>INVESTIGACIONES FUTURAS</b>	71
<b>BIBLIOGRAFIA</b>		72

## INDICE DE FIGURAS

	Pag.
Figura 1 Fuerzas sobre la tubería en un pozo desviado.	3
Figura 2 Diagrama de ojos de llave – Key seats.	6
Figura 3 Efecto de socavamiento – ploughing	8
Figura 4 Análisis de riesgo en arrastre – DRA.	10
Figura 5 Elemento de sarta para el modelo de torque y arrastre con tubería flexible (soft string).	12
Figura 6 Simetría cuando se construye o caída de ángulo en operaciones de subida y bajada de tuberías.	14
Figura 7 Efecto de rotación de tubería sobre la fricción axial.	17
Figura 8 Grafica de análisis de torque y arrastre versus profundidad.	18
Figura 9 Registro del torque actual versus el pronosticado.	19
Figura 10 Métodos de elemento finito para ingeniería (Huebner, 1995).	22
Figura 11 Sistema de referencia general y global por nodo.	29
Figura 12 Procedimiento usado para el cálculo del modelo geométrico Trayectoria.	31
Figura 13 Sistema de referencia local por elemento y global por nodo.	34
Figura 14 Elemento viga especial con doce grados de libertad.	32
Figura 15 Arquitectura multicapa.	39
Figura 16 Diagrama de actividades.	41
Figura 17 Vistas de la trayectoria del pozo 1.	43
Figura 18 Mediciones de carga en el gancho durante la operación de bajada de cañería de revestimiento – Pozo 1.	44
Figura 19 Esquema del Pozo 2.	45
Figura 20 Diferentes vistas de la trayectoria del pozo 2.	46
Figura 21 Mediciones de carga en el gancho durante la operación de bajada de tubería – Pozo 2.	47
Figura 22 Esquema de Pozo 3.	48

Figura 23	Diferentes vistas de la trayectoria del pozo 3.	49
Figura 24	Mediciones de carga en el gancho durante la operación de bajada de tubería – Pozo 3.	50
Figura 25	Resultados de las corridas para la estimación de los coeficientes de roce – Pozo 1.	51
Figura 26	Resultados de las simulaciones bajo diferentes discretizaciones – Pozo 1.	52
Figura 27	Cargas en el gancho estimadas en bajada y subida de tubería, peso propio y fuerza de arrastre acumulado Pozo-1.	53
Figura 28	Estimaciones de fuerza lateral bajando y severidad de la pata de perro – Pozo 1.	54
Figura 29	Definición de standoff y eficiencia de desplazamiento.	55
Figura 30	Distribución de standoff estimada – Pozo 1.	56
Figura 31	Resultado de las simulaciones utilizando 114 elementos – Pozo 2.	57
Figura 32	Resultados de las simulaciones utilizando 171 elementos – Pozo 2.	58
Figura 33	Resultados de las simulaciones utilizando 342 elementos – Pozo 2.	59
Figura 34	Estimaciones de fuerza lateral bajando y severidad de la pata de perro – Pozo 2.	60
Figura 35	Cargas en el gancho estimadas para operaciones de bajada y subida de tubería, peso propio y fuerza de arrastre acumulada (171 elementos) – Pozo 2.	60
Figura 36	Distribución de standoff estimada – Pozo 2.	61
Figura 37	Estimaciones de carga en el gancho para las diferentes corridas – Pozo 3.	62
Figura 38	Cargas en el gancho estimadas para operaciones de bajada y subida de tubería, peso propio	

y fuerza de arrastre acumulada (349 elementos) – Pozo 3.	63
Figura 39 Estimaciones de fuerza lateral bajando y severidad de la pata de perro – Pozo 3.	64
Figura 40 Distribución de standoff estimada – Pozo 3.	65
Figura 41 Comparación carga en el gancho estimado versus medida – Pozo 1.	67
Figura 42 Comparación carga en el gancho estimado versus medida – Pozo 2.	68
Figura 43 Comparación carga en el gancho estimados versus medida – Pozo 3.	69

## LISTA DE TABLAS

	<b>Pág.</b>
Tabla 1 Dimensiones del sistema en estudio.	16
Tabla 2 Dimensiones de resistencia a la fluencia torsional y tensión.	17
Tabla 3, Conjunto de variables por cada elemento de la estructura.	25

## ACRONIMOS

BHA:	Bottom Hole Assembly (Arreglo de fondo pozo)
BUR:	Build Up Rate (Construcción de ángulo)
DLS:	Dog Leg Severety (severidad de pata de perro)
EMA:	Error Medio Absoluto
ERD:	Extended Reach Drilling (Perforación de alcance extendido)
EOB:	End Of Build (Final de construcción de ángulo)
GPM:	Galones Por Minuto
MD:	Measured Depth (Profundidad medida)
PDC:	Polycrystalline Diamond Compact (Compacto de diamante Policristalino)
PUW:	Pick Up Weight (Peso subiendo tubería)
ROB:	Rotating Off Bottom (considera peso rotando)
SOW:	Slack Off Weight (Peso bajando tubería)

## RESUMEN

Para calcular las fuerzas aplicadas sobre la tubería de completación se requiere el uso de un modelo matemático que permita predecir las cargas o esfuerzos que pueden ser aplicados de forma segura sobre la tubería de completación durante su instalación. Experiencia previa ha mostrado que el uso de esos modelos en todas las fases de perforación y completación del pozo es una ventaja.

El modelo más usado para estimaciones de torque y arrastre está basado en el propuesto por Johansick et al. (1983), debido a su simplicidad y disponibilidad general. Experiencias de campo indican que en algunos casos estos modelos analíticos generan resultados inexactos. Por esta razón, se desarrolló un estudio numérico basado en el modelo de Johansick. Dicho estudio permitió desarrollar un modelo 3D en elementos finitos (MEF) para la estimación del torque y arrastre que, debido a su versatilidad y flexibilidad, pueden ser usados como base para iniciar estudios numéricos en diferentes áreas como lo son pandeo, vibraciones, análisis de esfuerzos, diseño del arreglo de fondo pozo, etc.

A partir del modelo propuesto en combinación con algunos modelos de cálculos de trayectorias de pozo se desarrolló un programa computacional para la estimación del torque y el arrastre generado durante la fase de completación del pozo. En este trabajo se muestran las bases teóricas que soportan el modelo y su validación a través de su aplicación en algunos casos de campo, obteniendo un buen ajuste con datos reales.

Palabras claves: Torque y arrastre, perforación, completación, método de elemento finito, tuberías de terminación, sarta de perforación.

## ABSTRACT

Torque and drag are critical parameters in directional drilling, especially in horizontal and extended reach wells. The constraints generated by the phenomenon of torque and drag in these wells are usually encountered during the drilling and completion phases. The work completions are included in the basic design of the well as a result that there have been numerous cases where the well has been successfully drilled but could not be completed due to design flaws or limitations in the rig.

The model used to estimate more torque and drag is based on the budget Johansick et al. (1983), because of its simplicity and general availability. Field experience indicates that in some cases these analytical models generate inaccurate results. For this reason, a numerical study based on the model developed Johansick. This study allowed to develop a 3D finite element model (FEM) to estimate the torque and drag, due to its versatility and flexibility, can be used as a basis to start numerical studies in different areas such as buckling, vibration, stress analysis design, fund pooling arrangement, etc.

From the model proposed in combination with some model calculations of trajectories of development well is a computer program for estimating the torque and drag generated during the well completion. In this paper the theoretical foundations that support the model has been validated through its application in some field cases, obtaining a good fit with real data are shown.

Keywords: Torque and drag, drilling, completion, finite element method, pipes completion drillstring.

# CAPITULO 1

## INTRODUCCION

---

Los pozos perforados horizontalmente o paralelos a los planos de estratificación de un yacimiento se los realiza con la finalidad de tener mayor área de producción. Se denomina pozos horizontales aquellos con ángulo de inclinación no menor de  $86^\circ$  respecto de la vertical. La longitud de la sección horizontal depende de la extensión del yacimiento y del área a drenar del mismo. Adicionalmente, se requiere un ensamblaje especial de la sarta de perforación para poder obtener los grados de inclinación máximo hasta el objetivo. Según el radio de curvatura, existen cuatro tipos de pozos horizontales básicos, cada uno de los cuales poseen una técnica que va en función directa con la tasa de incremento de ángulo y del desplazamiento horizontal.

Muchos operadores están de acuerdo en definir un pozo horizontal como un hoyo que ofrece una sección abierta al flujo cuyo eje axial posee una inclinación entre  $85^\circ$  y  $95^\circ$  en el yacimiento de producción, creando un cambio radical en las condiciones de flujo de los fluidos, ya que crea un área de forma elipsoidal mientras que la de un pozo vertical es de forma cilíndrica.

El propósito de un pozo horizontal es incrementar el contacto con el yacimiento y de ese modo incrementar la productividad del mismo, como pozo de inyección un pozo horizontal de larga sección horizontal provee una gran área de contacto y por lo tanto aumenta la inyectividad del pozo, que es lo que más se desea en los proyectos de recuperación secundaria

La productividad de un pozo horizontal depende de la longitud horizontal y ésta a su vez, depende de las técnicas de perforación horizontal, otra consideración importante para la productividad es el esquema de completación, que dependerá de las necesidades de completación local y de la experiencia que se tenga en el área. El tipo de completación afecta el funcionamiento de un pozo horizontal, y ciertos tipos de completación en estos pozos sólo son posibles con ciertos tipos de técnicas.

## **1.1 HIPOTESIS**

Para calcular las fuerzas aplicadas sobre las tuberías de completación se requiere el uso de un amplio rango de parámetros del pozo y herramientas computacionales y especializadas que permita la predicción de cargas y esfuerzos que pueden soportar la tubería de completación de forma segura durante su instalación.

## **1.2 OBJETIVOS Y ACCIONES**

### **1.2.1 OBJETIVOS GENERALES**

Desarrollar una herramienta de cálculo computacional que permita estimar a través de un modelado numérico por el método de elemento finito, las fuerzas que se manifiestan sobre la tubería durante la perforación e instalación de tuberías de complementación de pozos, conocido como el fenómeno de torque y arrastre.

### **1.2.2 OBJETIVOS ESPECIFICOS**

- Realizar análisis teóricos de sobre el fenómeno de torque y arrastre.
- Construir un modelo numérico basado en el elemento finito que permita simular el comportamiento de la tubería durante el proceso de perforación y completación de pozos petroleros.
- Identificar los casos de carga y las actividades operacionales a ser modeladas.
- Establecer una metodología de cálculo, basada en elemento finito que permita modelar los efectos de torque y arrastre y estimar las fuerzas presentes en las tuberías durante el proceso de perforación y completación de pozos.
- Evaluar y validar la herramienta desarrollada.

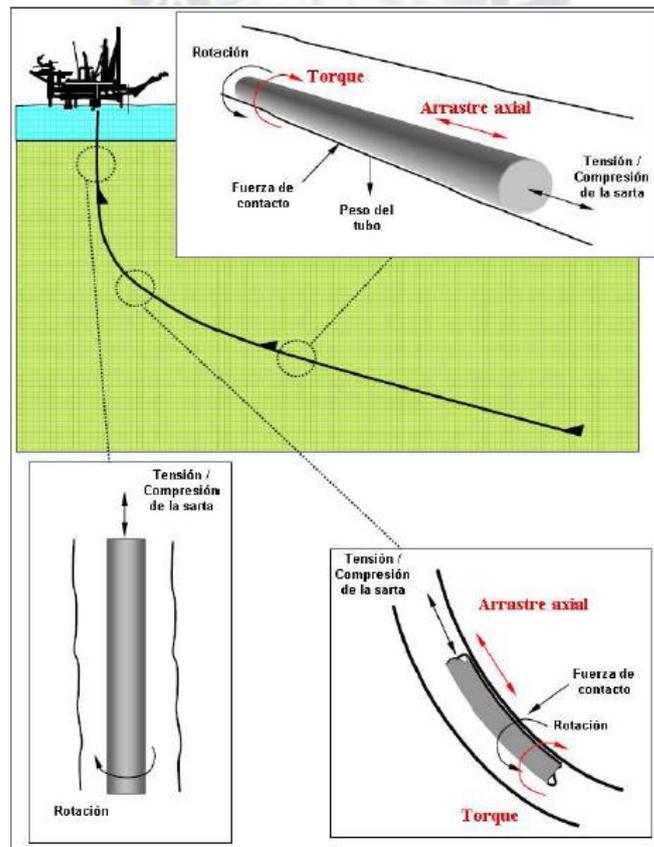
## CAPITULO 2

### TORQUE Y ARRASTRE – FORMULACION TEORICA

#### 2.1 GENERALIDADES

En un pozo vertical, el cálculo del torque y arrastre no es significativo debido a que la tubería se ubica teóricamente en el centro del agujero sin contacto con las paredes, y no se generan fuerzas además de la tensión/compresión en la tubería. Sin embargo en un pozo desviado, se producen fuerzas adicionales debido al contacto de la tubería con las paredes del agujero. Dichas fuerzas actúan en la dirección opuesta al movimiento de la tubería. Estas fuerzas adicionales también son acumulativas y mientras mayor sea la longitud del pozo, se pueden generar fuerzas mayores. Estas fuerzas sobre la tubería en un pozo desviado se muestran en la Figura 1.

Figura 1 Fuerzas sobre la tubería en un pozo desviado



Fuente: Fuente: Mims y Krepp. Drilling Design And Implementations for ERW.  
K&M Technology Group, (2003).

## 2.2 TORQUE

El torque es una carga rotacional generada por diferentes fuentes dentro del agujero: torque friccional, torque mecánico y torque en el trepano. En algunos casos se puede producir un torque fluctuante debido a vibraciones en la sarta de perforación. El torque únicamente se genera cuando la tubería esta siendo rotada.

### ➤ **Torque friccional**

Es una carga friccional que es generada debido a las cargas de contacto entre la sarta de perforación - revestidor y la cañería de revestimiento de la sección anterior o el agujero abierto. Esto debiera ser el único torque generado en un agujero perfectamente limpio cuando se rota por encima del fondo. La magnitud de esta componente del torque es determinada por lo siguiente:

**a) Tensión o compresión en la sarta de perforación.-** Mientras mayor sea la tensión en la sarta, mayor la fuerza de contacto. Note que, como se muestra en la Figura 1, en la sección desviada, la tensión puede ser suficientemente grande para superar la fuerza de gravedad, entonces la fuerza de contacto debe estar en el lado alto del hoyo. El peso sobre el trepano puede también afectar la tensión en la sarta y por lo tanto el torque friccional.

**b) Severidad de la pata de perro (Dog leg severity).-** Patas de perro severas (Desvíos acentuados severos en el pozo) pueden incrementar las fuerzas de contacto. Esto es un aspecto importante en el pozo donde la tensión es también alta. El efecto de altas patas de perro no es tan crítico en pozos donde las tensiones son muchos menores.

**c) Tamaño del agujero y tubería.-** El tamaño del espacio anular entre la tubería de perforación y el agujero puede afectar las fuerzas de contacto. Un espacio anular pequeño puede incrementar la rigidez efectiva de la tubería y por lo tanto incrementar las fuerzas de contacto.

**d) Peso de la sarta.-** Sartas muy pesadas puede resultar en una mayor fuerza de contacto.

**e) Inclinación.-** La inclinación del pozo puede afectar las fuerzas de contacto, mayores inclinaciones resultan en una componente mayor del peso de la tubería perpendicular al agujero. Sin embargo, a inclinaciones muy altas el torque puede

decrecer, la mayoría del peso de la tubería es tomado por la pared del agujero, y por tanto la tensión en la sarta y la fuerza de contacto asociada puede descender.

**f) Lubricación o factor de fricción.**- La lubricación es ampliamente controlada por el lodo de perforación y el tipo de formación.

➤ **Torque mecánico**

El torque mecánico es generada por la intersección de la sarta de perforación (drillstring) y el arreglo de fondo pozo (BHA, Bottom Hole Assembly) con los recortes de la formación (Derrumbes en el agujero y/o hinchamientos), formaciones inestables o pegamiento por diferencial (Differential sticking). Esto también es visto regularmente cuando componentes del BHA tiene excesiva interacción con la formación (i.e. estabilizadores del trepao, agujeros en espiral, etc.)

➤ **Torque en el trepao de perforación**

El torque en el trepao es un resultado directo de la interacción entre el trepao y las formaciones que están siendo perforadas, El torque resultante puede depender fuertemente del diseño de los trépanos con PDC (Polycrystalline Diamond Compact) generalmente genera más torque que los trépanos tricónicas.

### **2.3 ARRASTRE**

El arrastre es una fuerza axial generada de forma similar al torque (i.e. mayores fuerzas de contacto, mayor torque), y básicamente toma el lugar del torque cuando la rotación de la sarta se detiene y la tubería se mueve únicamente en dirección axial. Al igual que con el torque, hay una componente friccional, así como una componente mecánica. El arrastre siempre va a operar en la dirección opuesta en la cual la tubería esta siendo movida.

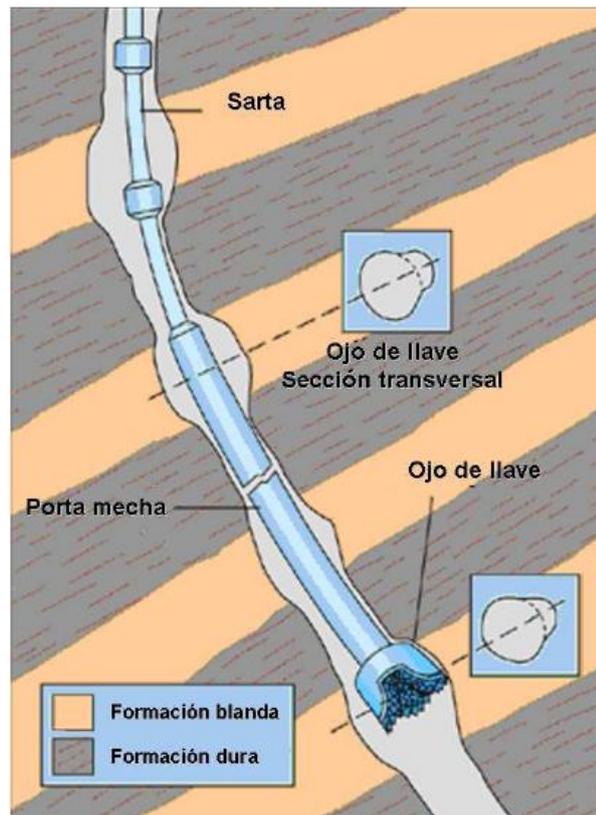
### **2.4 FACTORES DE FRICCIÓN**

En las perforaciones de pozos de alcance extendido, el factor de fricción realmente no es un factor de fricción puro. Es más bien una fusión de factores, debido a que es usado para tomar en cuenta un número de cosas adicionales a la fricción, incluyendo:

- La lubricidad del sistema de lodo de perforación
- La rigidez de la tubería
- Los recortes de la formación

- Ojos de llave (Key seats), ver Figura 2
- Interacción de los estabilizadores y centralizadores
- Pegamiento diferencial
- Severidad de la pata de perro. (conocida y oculta)
- Efecto de pistón hidráulico

Figura 2. Diagrama de ojos de llave – Key seats.



Fuente: Mitchell Robert y Miska Stefan –  
Fundamentals of Drilling Engineering. SPE, Texas – USA, (2011)

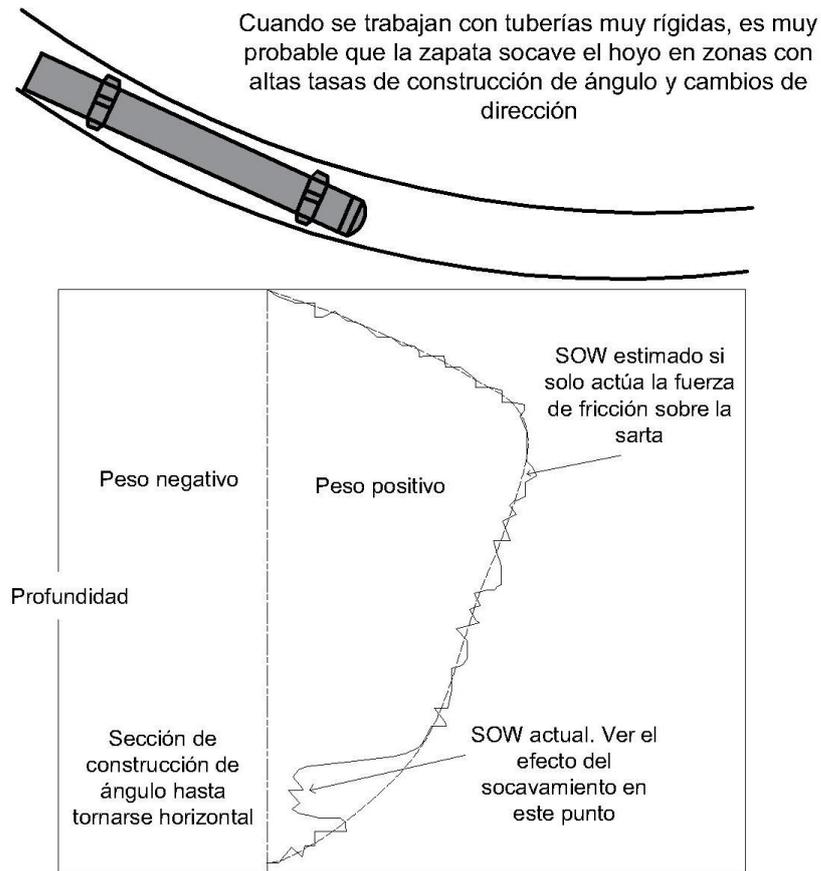
Es importante notar que los factores de fricción solo deslizando (slack – off), subiendo o bajando (pick – up) y al rotar la tubería no son los mismos, sin embargo puede ser que aparezcan como tal en la naturaleza. A menudo, la industria utiliza un factor de fricción simple para una sección del agujero dado. De hecho, muchos modelos de torque y arrastre únicamente permiten la entrada de un solo valor. Un modelo de cálculo de torque y arrastre más preciso debiera considerar factores de fricción diferentes para cuando la tubería esta apoyada, bajando o subiendo y en rotación.

La mayoría de los programas para la predicción de torque y arrastre modelan la sarta como un miembro flexible donde la rigidez de la tubería no es tomada en cuenta (i.e. soft string model). La sarta es modelada como un cable capaz, de transmitir cargas axiales, pero no momentos flectores. En este caso la rigidez de la tubería es sustituida por el incremento de los factores de fricción. Por lo tanto, los revestidores trabajarán con factores de fricción más altos que las tuberías más flexibles (i.e. tubería de perforación – drillpipe). Además, sartas de perforación de mayor diámetro poseen factores de fricción más altos que las de diámetros más pequeños. Es importante recordar que los factores de fricción no son necesariamente intercambiables entre diferentes programas de cálculo. El factor de fricción adimensional calculado por un programa puede ser diferente para otras herramientas computacionales.

Adicionalmente, es importante que el programa esté bien calibrado con resultados de campo, y que el usuario, además de estar familiarizado con el programa, conozca las realidades de las operaciones de perforación y completación de pozos.

Cuando la tubería está deslizándose (slack-off), en particular, existen otros fenómenos que deben ser tomados en cuenta cuando analizamos que es lo que realmente está sucediendo abajo en el agujero. La tubería de revestimiento tiende a socavar (plough) las paredes del agujero cuando estamos atravesando secciones de mucho ángulo (ver Figura 3). Esto no debe ser confundido con algo relacionado al arrastre por fricción. El socavamiento o arado (ploughing) es más probable que ocurra cuando la zapata está atravesando zonas de construcción de ángulo o cambios de sección, especialmente en zonas profundas de altos ángulos. El socavamiento puede variar, dependiendo de la centralización de la zapata, el tamaño del agujero y la severidad de la pata de perro. Una vez que la zapata ha atravesado la zona de alto ángulo o cambio de sección, entonces el peso de la tubería en superficie retornará a los valores esperados de acuerdo a los factores de fricción.

Figura 3. Efecto de socavamiento – ploughing



Fuente: Mims y Krepp. Drilling Design And Implementations for ERW.  
K&M Technology Group, (2003).

#### 2.4.1 Planificación de factores de fricción

Al igual que cualquier dato de campo, es importante asegurar que los mismos son relevantes. No es recomendable usar un factor de fricción para planificar supuestos sin entender a profundidad la información.

Como mínimo, debemos realizar los siguientes cuestionamientos cuando se planifica un proyecto de perforación de alcance extendido (ERD – Extended Reach Drilling).

- a) ¿Son los factores de fricción citados relevantes para el modelo del programa que se está utilizando? Diferentes modelos usan diferentes algoritmos, y sin embargo los factores de fricción resultantes pueden no ser los mismos en cada modelo.
- b) ¿Se utilizará el mismo lodo de perforación?

c) ¿Es la misma litología? Diferentes rocas tienen factores de fricción muy diferentes. Por ejemplo, las arcillas pueden tener factores de fricción excepcionalmente bajos, mientras que las calizas pueden tener factores de fricción muy diferentes.

d) Si se perfora en una sección del yacimiento (por ejemplo en un pozo horizontal), ¿Ha sido considerada la presión de sobre-balance y las subsecuentes fuerzas de pegamiento por presión diferencial? El pegamiento por presión diferencial puede mostrarse como incrementos en el factor de fricción.

e) Cuando se bajan cañerías de revestimiento. ¿Es la centralización similar a las anteriores? Los factores de fricción son bastantes sensibles al tipo de centralizadores de revestidores, a la frecuencia de ubicación y a la cantidad de ser utilizados.

f) ¿Qué importancia tienen los datos de campo utilizados? Pozos someros y de bajo ángulo suelen generar datos no muy confiables. Esto se debe a que la precisión del perforador para leer los indicadores de peso en el gancho y torque es mucho menor que la requerida para proveer resultados significativos. Además, ¿Son los factores de fricción en agujero abierto calculados utilizando un intervalo de pozo significativo o simplemente en una corta sección de agujero abierto por debajo de un largo intervalo de agujero entubado? Otra vez los datos podrían inducir errores.

g) ¿Se utilizaron lubricantes?

h) ¿Qué importante es la limpieza del agujero? Un agujero limpio puede generar factores de fricción menores que un agujero no limpio.

i) ¿Los diámetros de la sarta de perforación y del revestidor son compatibles?

j) Los factores de fricción para un modelo de planificación deben ser estimados a partir de datos actuales (modelo con una trayectoria de curvatura suave).

Una vez que todos estos puntos son tomados en consideración, es recomendable obtener los datos necesarios de pozos vecinos y proceder con el procedimiento para estimar los factores de fricción con la misma herramienta de cálculo que se va a usar para la planificación.

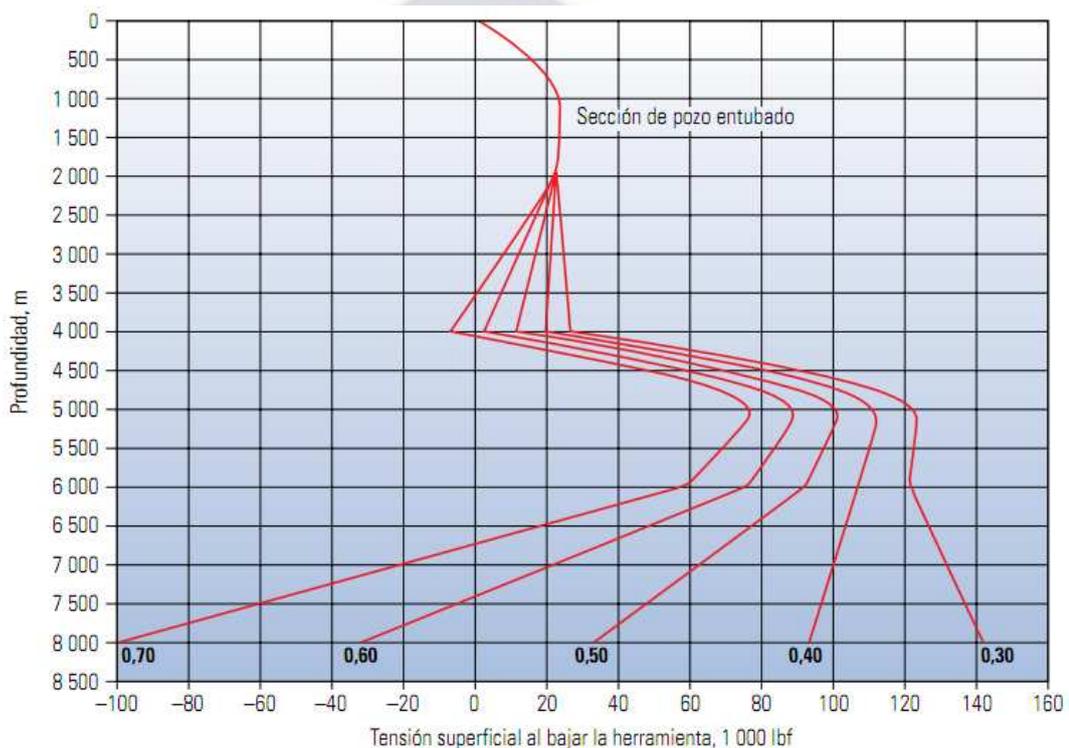
#### **2.4.2 Análisis de sensibilidad**

Pequeñas variaciones en los factores de fricción de un pozo de alcance extendido pueden generar grandes impactos sobre los resultados del análisis de

torque y arrastre. Durante la planificación, es imprescindible realizar un análisis de sensibilidad que nos permita evaluar diferentes casos para así asegurarnos un plan de contingencia realista y aceptable.

Algunas compañías utilizan técnicas de análisis de riesgo en arrastre (DRA – Drag Risk Analysis), para tomar en cuentas, de la mejor forma posible, las variaciones en el factor de fricción. Similarmente también se realiza un análisis de riesgo en torque cuando es necesario. Un ejemplo de DRA se muestra en la figura 4.

Figura 4. Análisis de riesgo en arrastre – DRA



Fuente: Mims y Krepp. Drilling Design And Implementations for ERW.  
K&M Technology Group, (2003).

## 2.5 ESFUERZOS DE TENSION, TORQUE Y ARRASTRE

- **Tensión en la sarta (String Tension).**- Se refiere a menudo a la rotación de la sarta cuando esta rotando por encima del fondo del agujero (ROB tensión, Rotating Off Bottom tensión), esto es el peso de la sarta en el agujero sin tomar en cuenta el arrastre medido cuando esta rotando. Si tomamos en cuenta el peso del bloque viajero (Figura 5) se conoce con el peso cuando se rota por encima del fondo del agujero (ROB weight, Rotating Off Bottom

weight), este valor se mide directamente en el consola de control del equipo de perforación.

- **Tensión levantando (Pick – up Tension).**- Se refiere a la medición del peso de la sarta en el agujero más el arrastre (sin rotación). Se llama peso levantado (PUW – Pick Up Weight), si se toma el peso del bloque viajero.
- **Tension deslizando (Slack Off Tensión).**- Se refiere al peso de la sarta en el agujero sin tomar en cuenta el arrastre (sin rotación). También se llama peso deslizando (SOW – Slack Off Weight) cuando adicionamos el peso del bloque viajero.
- **Torque arriba del fondo (OBT – Off Bottom Torque).**- Esta es una medición del torque cuando rotamos arriba del fondo del agujero menos la componente del torque en el trepano.

## **2.6 MODELOS ANALITICOS PARA EL CALCULO DEL TORQUE Y ARRASTRE**

El cálculo del torque y arrastre puede llegar a ser un factor crítico cuando se quiere determinar que la trayectoria deseada del pozo puede actualmente ser perforada y completada. Modelos de torque y arrastre consideran la trayectoria del pozo, la configuración de sarta de perforación, patas de perro, factores de fricción y profundidad de los revestidores para predecir las fuerzas de arrastre y el torque en un pozo. El modelado del torque y arrastre es usado para varios propósitos:

- Evaluación y optimizado de trayectoria para minimizar el torque y arrastre.
- Ajuste de la trayectoria para minimizar efectos locales, como lo pueden llegar a ser las excesivas fuerzas normales.
- Estimar las fuerzas normales generadas para ser utilizadas como datos de entrada para programas de cálculo de desgaste en revestidores.
- Identificar las limitaciones o dificultades para alcanzar ciertas profundidades tanto para la perforación como para la bajada de cañerías de revestimiento.
- Comparar las cargas estimadas a través del modelo con la resistencia de los componentes de la sarta de perforación (axial, torsional o lateral).
- Determinar los requerimientos de torque y por ende la capacidad del equipo de perforación.

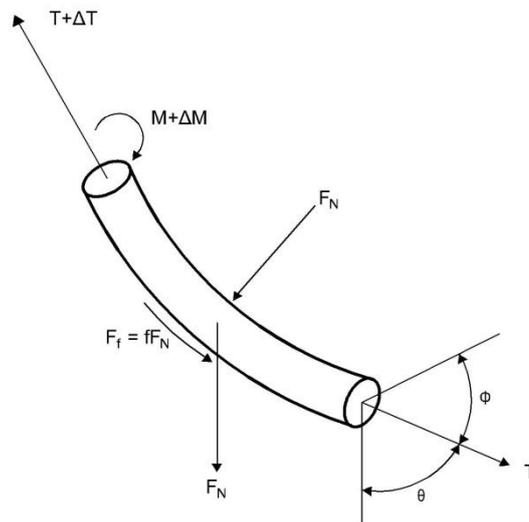
### 2.6.1 MODELO SIMPLIFICADO DE JOHANCSEK (1983)

El modelo de torque y arrastre más comúnmente utilizado esta basado sobre un modelo de tubería flexible (soft-string) desarrollado por Johancsik et al. (1983). La sarta de perforación es modelada como una tubería o cables capaz de transmitir cargas axiales pero no momentos flexionantes. La fricción es el producto de las fuerzas normales y los coeficientes de fricción. La fuerza normal en cada nodo de cálculo tiene dos componentes:

- i) El peso de la tubería sumergida en el lodo de perforación
- ii) La fuerza de reacción lateral resultante de la tensión de la sarta a través de secciones curvas del agujero.

En la figura 5, se muestra un elemento simplificado de la sarta con las fuerzas axiales y normales actuando sobre él.

Figura 5. Elemento de sarta para el modelo de torque y arrastre con tubería flexible (soft string)



Fuente: Economides y Watters. Petroleum Well Constructions  
John Wiley & Sons, (1998).

Las ecuaciones para estas fuerzas son:

$$F_N = \frac{\Delta MD}{2} T \Delta \phi \text{sen} \theta_{avg}^2 + T \Delta \phi + W \text{sen} \theta_{avg}^2 \quad (2.1)$$

$$\Delta T = W \text{cos} \theta_{avg} \pm f F_N \quad (2.2)$$

$$\Delta M = f F_N R \quad (2.3)$$

$$F_F = fF_N \quad (2.4)$$

Donde  $F_N$  es la fuerza normal neta,  $T$  es la tensión axial en la parte baja del elemento más cercano al trepado,  $W$  es el peso de la sarta cuando está sumergida en el lodo de perforación,  $F_F$  es la fuerza de fricción producida por el deslizamiento que actúa sobre el elemento,  $R$  es el radio característico del elemento,  $M$  es la torsión en la parte baja del elemento más cercano al trepado,  $\theta$  es el ángulo de inclinación en la parte baja del elemento,  $\Phi$  es el ángulo de azimut en la parte baja del elemento,  $f$  es el coeficiente de fricción, y  $\Delta(T, M, \Phi, \theta)$  es el cambio de valores a través de la longitud del elemento.

En la ecuación (2.4), el producto  $fF_N$  puede ser positivo o negativo, dependiendo de si la sarta está avanzando dentro del agujero o está subiendo hacia fuera del agujero.

### 2.6.2 MODELO GENERALIZADO (AADNOY, 2008)

El siguiente modelo puede ser usado para calcular el torque y arrastre en secciones curvas cuando la sarta de perforación está siendo subida o bajada dentro del agujero. En la Figura 6, se muestran algunos tipos de geometrías que pueden ser analizadas por este método. En el primer y segundo cuadrante se muestra la sarta de perforación en operaciones de subida y bajada respectivamente en una sección cóncava hacia abajo (caída de ángulo), el tercer y cuarto cuadrante muestra la sarta de perforación en operaciones de subida y bajada respectivamente en una sección cóncava hacia arriba (construyendo ángulo).

Para las ecuaciones usadas en este modelo definimos lo siguiente:

$F_1$  = Fuerza al final de la sección curva (en sentido horario)

$F_2$  = Fuerza al principio de la sección curva (en sentido horario)

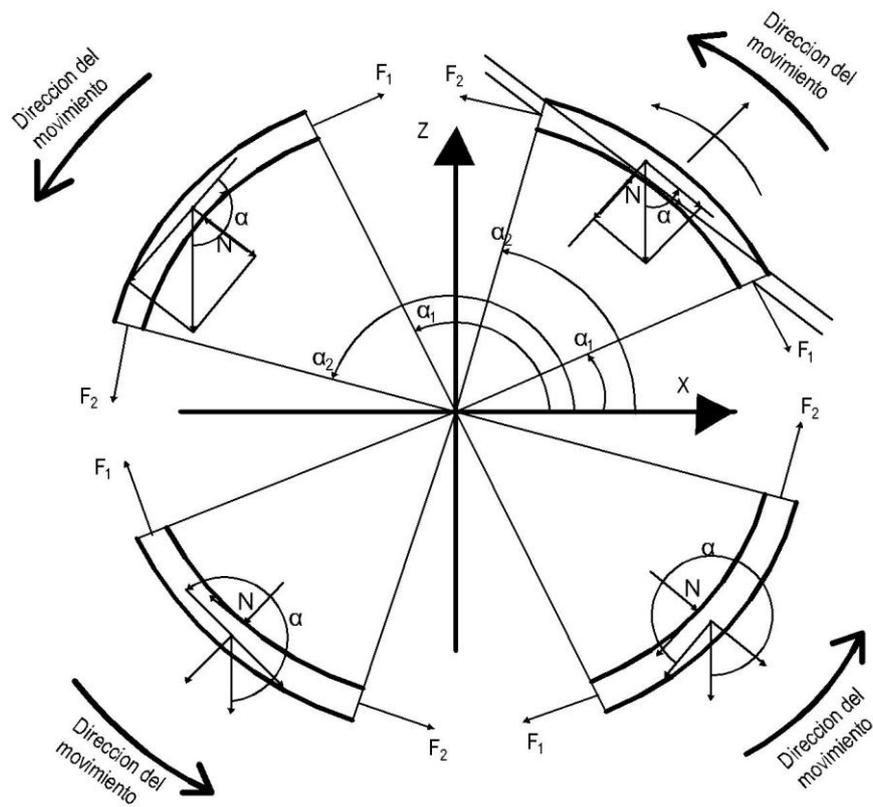
$\alpha_1$  = Ángulo formado desde la horizontal (eje x) hasta la parte final de la sección curva (en sentido horario)

$\alpha_2$  = Ángulo formado desde la horizontal (eje x) hasta la parte inicial de la sección curva (en sentido horario)

$\mu$  = Coeficiente de fricción entre la tubería y el agujero

$\omega$  = Peso de la tubería por unidad de longitud, incluyendo la flotación.

Figura 6, Simetría cuando se construye o caída de ángulo en operaciones de subida y bajada de tuberías.



Fuente: Mechanics of Drilling (Aadnoy, 2006)

El ángulo  $\alpha$  es complementario al ángulo convencionalmente para medir la inclinación desde la vertical.

El arrastre en secciones curvas está dado por:

$$F_2 = f \alpha_2 + F_1 - f \alpha_1 e^{k\mu \alpha_2 - \alpha_1} \quad (2.5)$$

Donde,

$$f \alpha = \frac{\omega R}{1 + \mu^2} (1 - \mu^2 \operatorname{sen} \alpha - 2k\mu \operatorname{cose} \alpha) \quad (2.6)$$

Siendo,  $k = 1$ , si la tubería hace contacto con el lado interior del agujero  
 $k = -1$ , si la tubería hace contacto con el lado exterior del agujero

Sí,  $F + \omega R \text{sena} > 0$  la fuerza normal está incrementado (de manera positiva) y la sarta se verá obligada a establecer contacto con el lado convexo (interno) del agujero; Sí,  $F + \omega R \text{sena} < 0$  la fuerza normal está decreciendo (de manera negativa) y la sarta se verá obligada a establecer contacto con el lado cóncavo (externo) del agujero.

Cuando la sarta esta estática el torque está definido por:

$$T = r\mu F_1 - \omega R \text{sena} (\alpha_2 - \alpha_1) - 2\omega R (\text{cosa}_2 - \text{cosa}_1) \quad (2.7)$$

El torque en una sección curva cuando se está subiendo o bajando y rotando simultáneamente está dado por:

$$T = r\mu F_1 - f \alpha_1 \frac{1}{k\mu} e^{k\mu (\alpha_2 - \alpha_1)} - 1 + f_{L \text{ in}} \alpha_2 - f_{L \text{ in}} \alpha_1 \quad (2.8)$$

Donde:

$$f_{L \text{ in}} \alpha = \frac{-2\omega R}{1 + \mu^2} \text{cosa} + k\mu \text{sena} \quad (2.9)$$

Para secciones rectas las ecuaciones se reducen a:

$$F_2 = F_1 + \omega \Delta s \pm \mu \text{sena} + \text{cosa} \quad (2.10)$$

$$T = r\mu \omega \Delta s * \text{sena} \quad (2.11)$$

### 2.6.3 CONSIDERACIONES GENERALES

Si los factores de fricción derivan de datos del campo existentes, los modelos basados en tubería (soft string) generan resultados con una precisión razonable para muchos tamaños de sarta y curvaturas del agujero. Sin embargo, debido a que los modelos basados en tubería flexible no consideran la rigidez de la tubería, esta precisión puede degradar en incremento en el diámetro de la sarta y en incremento en la curvatura del agujero. Ambos incrementos producen mayores fuerzas normales e incrementos en el torque y el arrastre.

Las propiedades del fluido de perforación utilizado en el pozo deben ser similares a las usadas durante la fase de planificación. Sin embargo, en casos donde no existe experiencia previa se pueden usar como puntos de partida los valores mostrados en la Tabla 1. (Johancsik et al., 1982; Rasmussen et al., 1991).

Tabla 1: Dimensiones del sistema en estudio

Fluido de perforación	$f$ en el revestidor	$f$ en la formación
Base aceite	0.16 – 0.20	0.17 – 0.25
Base agua	0.25 – 0.35	0.25 – 0.40
Salmuera	0.30 – 0.40	0.30 – 0.40

Fuente: Johancsik et al., 1982; Rasmussen et al., 1991

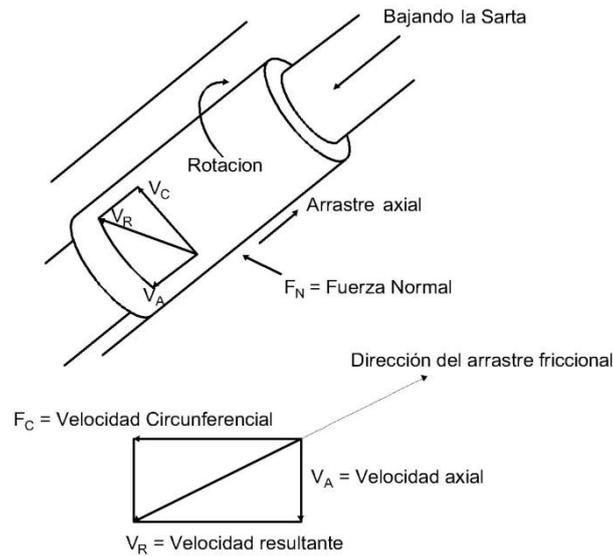
Experiencia de campo ha mostrado que el arrastre axial de la sarta se ve reducido cuando la misma esta siendo rotada. Modelos de torque y arrastre toman en cuenta esto utilizando vectores de velocidad (Dellinger et al., 1980), ver Figura 7.

El vector velocidad resultante  $V_R$  de un punto en contacto sobre la sarta de perforación es el vector suma de dos componentes, la velocidad circunferencial  $V_C$  (causada por la rotación) y la velocidad axial  $V_A$  (afectada por la tasa de perforación o la rapidez de subida de tubería). La dirección de la fuerza friccional resultante se asume opuesta al vector velocidad resultante  $V_R$ ; por lo tanto, las componentes de este vector estarán en proporción a las resultantes del vector velocidad. La magnitud de la fuerza friccional resultante es simplemente el producto de la fuerza normal  $F$  y el coeficiente de fricción  $f$ , y este no varía con la velocidad. Debido a que la magnitud del vector suma de estos componentes es una cantidad fija, si la componente circunferencial aumenta la componente axial debe decrecer. Lógicamente, si la velocidad de rotación de la sarta aumenta, esto incrementa la componente circunferencial, lo que se hace que disminuya la fricción axial.

La planificación de un pozo debe incluir un análisis de torque y arrastre utilizando el caso más desfavorable (factores de fricción más altos) para asegurar que la sarta de perforación pueda avanzar, rotar, deslizar si se necesita perforación direccional, y ser sacada fuera del agujero. Se debe realizar un modelado similar

para asegurar la bajada de cañerías de revestimiento a las profundidades planificadas y que los mismos puedan sacarse del agujero de ser necesario. El torque y la tensión/compresión calculados de cualquier punto de la sarta deben ser comparados con la resistencia torsional, a la tensión y al pandeo (Buckling) de la sarta de las herramientas de juntas. En la Tabla 2, se presentan propiedades de las tuberías aplicables en sarta de perforación de Rango 2.

Figura 7, Efecto de rotación de tubería sobre la fricción axial



Fuente: Mitchell Robert y Miska Stefan –  
Fundamentals of Drilling Engineering. SPE, Texas – USA, (2011)

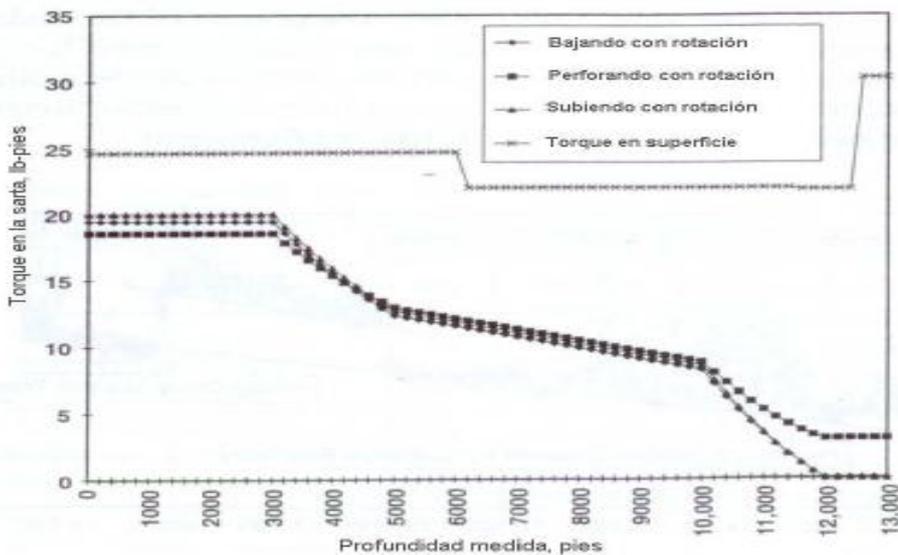
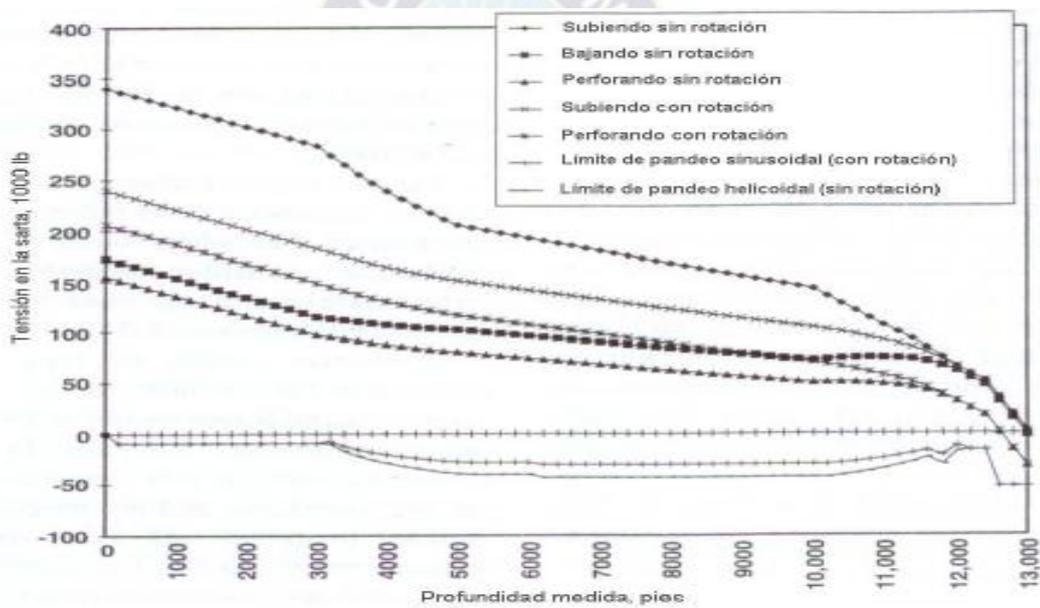
Tabla 2: Dimensiones de resistencia a la fluencia torsional y tensión

Tamaño O.D.	Peso de la tubería por unidad de longitud	Resistencia a la fluencia torsional basada en desgaste uniforme. [pies-lb]				Datos de tensión basados en carga de desgaste uniforme en el límite elástico mínimo [lb]			
		E	95	105	135	E	95	105	135
[plg]	[lb/pie]								
3 ½	9.50	9612	12176	13457	17302	132793	168204	185910	239027
	13.30	12365	15663	17312	22258	183398	232304	256757	330116
	15.50	13828	17515	19359	24890	215967	273558	302354	388741
4	11.85	13281	16823	18594	23907	158132	200301	221385	284638
	14.00	15738	19935	22034	28329	194363	246193	272108	349852
	15.70	17315	21932	24241	31166	219738	278335	307633	395528
4 ½	13.75	17715	22439	24801	31887	185389	234827	259545	333701
	16.60	20908	26483	29271	37637	225771	285977	316080	406388
	20.00	24747	31346	34645	44544	279502	354035	391302	503103
	22.82	27161	34404	38026	48890	317497	402163	444496	571495
5	16.25	23974	30368	33564	43154	225316	285400	315442	405568
	19.50	27976	35436	39166	50356	270432	342548	378605	486778
	25.60	34947	44267	48926	62905	358731	454392	502223	645715

Fuente: Adams Neal, Petroleum Publishing Company, Tulsa, Oklahoma, (1990)

Los resultados de un análisis de torque y arrastre son usualmente expresados gráficamente con el torque y/o la tensión en la sarta en un eje y la profundidad medida (MD – measured depth) en el otro eje, ver Figura 8. El pozo en cuestión es un perfil tipo “S”, si asumimos que es de 500 pies de sección tangente y 60 ° de inclinación. Se utiliza un factor de fricción de 0.2 para agujero entubado y un factor de fricción de 0.3 para agujero abierto. El análisis de torque y arrastre permite calificar al pozo como perforable con los parámetros de perforación y permite la selección de los componentes de la sarta con un margen de seguridad, razonable en comparación con la carga. Los valores de carga axial nunca caen por debajo de la región de pandeo, incluso durante el deslizamiento.

Figura 8, Grafica de análisis de torque y arrastre versus profundidad

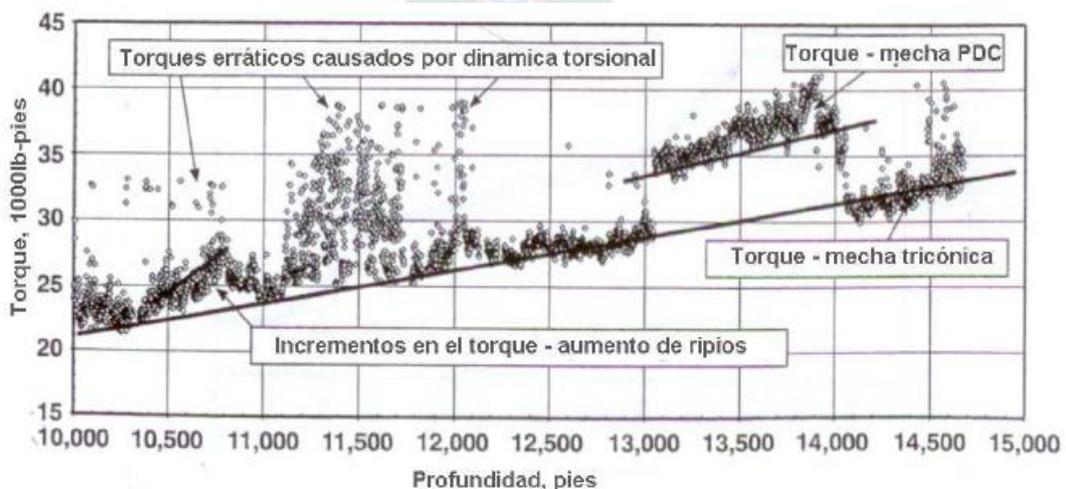


Fuente: información proporcionada UIS (2011)

Durante la perforación, se debe graficar un registro que contenga el torque y arrastre predicho y el actual en función de la profundidad medida como se muestra en la Figura 9. Debido a que este tipo de registros permite la verificación y actualización de los factores de fricción en tiempo real, si dichos factores son significativamente diferentes a los usados durante la planificación se pueden predecir problemas durante la perforación y tomar las medidas necesarias mucho antes que el evento ocurra. El registro también permite ver el efecto del cambio del tipo de trepano o alteraciones de los parámetros operacionales. En la Figura 9, podemos notar el incremento del torque cuando perforamos con un trepano PDC en vez de un trepano triconico de rodillos (roller-cone bit). El registro también puede revelar deterioros en las condiciones del agujero, tales como el aumento considerable de los recortes de perforación y características locales del agujero, similares a las patas de perro. Operaciones remediales, ya sean preventivas o después que ocurra el daño incluyen:

- i. Mejorar la limpieza del agujero a través de altas tasas de flujo, rotación, o cambios en la reología del fluido de perforación.
- ii. Realizar viajes cortos para acondicionar el agujero.
- iii. Ojo de llave, patas de perro.
- iv. Cambiar el tipo de lodo.
- v. Alterar el perfil del agujero, cambiar el revestidor o el programa del agujero.

Figura 9, Registro del torque actual versus el pronosticado.



Fuente: Información proporcionada Laboratorio U.I.S. (2011)

## **2.7 FORMULACION DEL METODO DEL ELEMENTO FINITO**

El método de elementos finitos es una técnica de análisis numérico para obtener soluciones aproximadas a una amplia variedad de problemas ingenieriles. A pesar de que originalmente fue desarrollado para estudiar los esfuerzos en estructuras aeronáuticas complicadas, su uso se ha extendido y aplicado en el amplio mundo de la mecánica del continuo. Es por ello la diversidad y flexibilidad del método como herramienta de análisis habiendo recibido mucha atención en la industria y en las escuelas de ingeniería (Huebner et al., 1995)

El modelo de elementos finitos brinda una aproximación por segmentos al problema y las ecuaciones que gobiernan el sistema. La premisa básica para el método de los elementos finitos es que la solución para una región puede ser modelada o aproximada reemplazándola con una serie de elementos más pequeños que la componen. Ya que estos elementos pueden juntarse de una variedad de maneras, pueden ser utilizados para representar formas excesivamente complejas.

### **2.7.1 METODO DE SOLUCION POR ELEMENTOS FINITOS**

En un problema del continuo de cualquier dimensión, la variable de campo (presión, temperatura, desplazamiento, esfuerzo o cualquier otra cantidad) posee infinitos valores ya que es una función de cada punto genérico en el cuerpo o en la región solución. Consecuentemente, el problema es uno con infinito número de incógnitas. El procedimiento de discretización por elementos finitos, reduce el problema a uno de un número finito de incógnitas dividiendo la región solución, en elementos y expresando las variables de campos incógnitas en términos de funciones aproximadas en el elemento. Las funciones de aproximación (a veces denominadas funciones de interpolación) se definen en términos de los valores de las variables de campo en puntos específicos llamados nodos. La naturaleza de las soluciones y el grado de aproximación depende no solo del tamaño y número de elementos utilizados, sino también de la función de interpolación seleccionada. Existen básicamente cuatro diferentes formas de aproximarse a la solución y resolver esta técnica. Ellas son (Bathe, K., 1982)

- Aproximación Directa.
- Aproximación Variacional.
- Aproximación por Residuos Ponderados.

- Aproximación por balance de energía.

La aproximación directa debe su nombre, debido a que su origen está relacionado con el método de la rigidez del análisis estructural y sugiere la necesidad del álgebra matricial en conjunto con las ecuaciones de elementos finitos. Esta aproximación puede ser utilizada cuando sea posible seleccionar elementos de manera que representen de forma exacta al tipo de problema.<sup>1</sup>

La aproximación variacional recae en el cálculo de las variaciones e involucra. El conocimiento de este método es necesario para así extender el método de los elementos finitos a una amplia variedad de problemas. Este método puede ser utilizado para casos tanto simples como otros que impliquen formas de elementos sofisticados.<sup>1</sup>

El método de los residuos ponderados es un método más versátil para derivar las propiedades de los elementos y tiene puramente matemáticas. Comienza con las ecuaciones que gobiernan el sistema y procede sin el uso de funciones o variacionales.<sup>1</sup>

El método de balance de energía se basa en el balance de la energía térmica y/o mecánica del sistema. No requiere de un formato variacional y por amplia considerablemente el rango de posibles aplicaciones del método de elementos finitos.<sup>1</sup>

El método propuesto para modelar el caso presente en este trabajo es el método directo, y su aplicación será discutida a continuación en este trabajo. Sin importar cual sea el caso aplicado, la solución de un problema del continuo por el método de elementos finitos siempre seguirá un proceso paso a paso, ordenadamente que son mencionados a continuación:

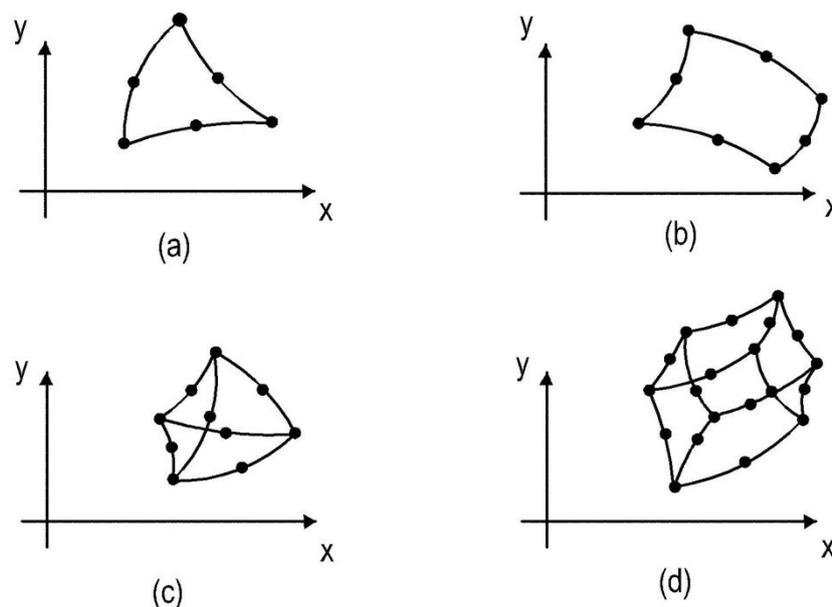
Discretizar el continuo; divide el continuo o región solución en elementos. Una variedad de formas pueden ser utilizadas e inclusive, con un poco de cuidado, las formas de los elementos pueden ser empleadas en la región solución.

<sup>1</sup>Zienkiewics O.C., Taylor R.L. "The finite Element Method, Volume 1, the basis", Editorial Butterworth-Heinemann, London, England, 2000.

Seleccionar las funciones de forma de interpolación; el siguiente paso es la asignación de nodos a cada elemento y luego escoger el tipo de interpolación o función de forma para representar la variación de la variable de campo en el elemento. La variable de campo puede ser un escalar, un vector u otro tensor de orden mayor. Generalmente los polinomios son seleccionados como funciones de forma para las variables de campo porque son fáciles de integrar y diferenciar. El grado del polinomio seleccionado depende del número de nodos asignados al elemento, la naturaleza, el número de incógnitas en cada nodo y ciertos requerimientos de continuidad en los nodos y a lo largo de la frontera.

Encontrar las propiedades del elemento; una vez que el modelo de elementos finitos ha sido establecido, el siguiente paso es determinar las ecuaciones matriciales expresando las propiedades de los elementos individuales. Para esto se utiliza cualquiera de los cuatro métodos, como se muestra en Figura 10.

Figura 10 Métodos de elemento finito para ingeniería (Huebner, 1995)



Fuente: Huebner, K. The Finite Element Method for Engineers, Jhon & Sons, Canada (2011)

Acoplar las propiedades de los elementos y encontrar el sistema de ecuaciones. Para conseguir las propiedades de todo el sistema modelado por la malla de elementos, todas las propiedades de los elementos deben ser ensambladas. En

otras palabras, deben ser combinadas las ecuaciones matriciales que expresan el comportamiento de los elementos y formar las ecuaciones matriciales que expresan el comportamiento de toda la región solución o sistema. Las ecuaciones matriciales del sistema tienen la misma forma que las ecuaciones para elementos individuales excepto aquellas que contienen más términos porque incluyen más nodos.

Resolver el sistema de ecuaciones. El proceso de ensamblaje de los pasos previos genera un conjunto de ecuaciones simultáneas que pueden ser resueltas para obtener las incógnitas nodales de las variables de campo.

Hacer cálculos adicionales si se desea. En ocasiones, la solución del sistema de ecuaciones puede ser utilizada para calcular otros parámetros de importancia. Por ejemplo, de los resultados de presión en los nodos, en un problema de mecánica de fluidos, se puede calcular la distribución de velocidad y el flujo e incluso los esfuerzos de corte.

En general, la aplicación del método de elementos finitos se divide en tres partes: pre-procesamiento, procesamiento o corrida y post-procesamiento.

## **2.7.2 MODELADO POR EL METODO DIRECTO DE LA RIGIDEZ**

El objetivo de esta sección es dar visión general del método propuesto a ser aplicado para desarrollar el modelo.

### **2.7.2.1 SISTEMA DE REFERENCIA**

La sistematización del método requiere del paso de unas características elementales a unas características globales. El paso de unas a otras se basa en la distinta orientación que tiene las características elementales de las que tiene ese mismo elemento dentro de la estructura global. Esto nos obliga a la definición de un sistema de coordenadas global y un sistema de coordenadas local o del elemento. El paso de uno a otro se realizara mediante la correspondiente rotación de ejes. Llamaremos a un sistema de coordenadas cartesiano que permite la definición geométrica de la estructura. Sobre el elemento definimos dos tipos de sistemas (Chandrupatla et al., 1999).

*Sistema global.* Dado que la estructura esta formada por conjunto de elementos unidos, se hace necesario un sistema que permita definir de forma única las fuerzas y movimientos en los nodos del sistema. En nuestro caso coincide con el más general que incluye seis vectores (3 desplazamientos y 3 giros) y suele ser paralelo al sistema de referencia.

*Sistema Local.* El comportamiento global de la estructura se genera a partir de los elementos. Es útil definir un sistema de coordenadas que permita definir las razones fuerza-desplazamiento de forma nica, independiente de la orientación del elemento en la estructura.

### 2.7.2.2. TRANSFORMACIÓN DE COORDENADAS

La matriz de transformación  $J$  de  $12 \times 12$  esta definido con la base de una matriz de  $(3 \times 3)$   $\lambda$  como (Chandrupatla et al., 1999):

$$J = \begin{bmatrix} \lambda & & 0 \\ & \lambda & \\ 0 & & \lambda \\ 0 & & \lambda \end{bmatrix} \quad (2.12)$$

$\lambda$  es una matriz de cosenos directores:

$$\lambda = \begin{bmatrix} l_1 & m_1 & n_1 \\ l_2 & m_2 & n_2 \\ l_3 & m_3 & n_3 \end{bmatrix} \quad (2.13)$$

Se tiene que la relación entre los vectores de fuerza y desplazamiento en coordenadas globales y locales es:

$$u = JU \quad (2.14)$$

$$f = JF \quad (2.15)$$

La relación entre esfuerzos y deformaciones en coordenadas elementales es:

$$f = ku \quad (2.16)$$

Sustituyendo (2.14) y (2.15) en (2.16)

$$F = J^t k J U \quad (2.17)$$

De donde se deduce:

$$K = J^t k J \quad (2.18)$$

Permitiendo obtener la matriz de rigidez en coordenadas globales a partir de la matriz de rigidez en coordenadas locales.

### 2.7.2.3. ARMADO DE SISTEMAS DE ECUACIONES

Para cada elemento "e" de la estructura se tiene el conjunto de variables mostrado en la tabla siguiente:

Tabla 3: Conjunto de variables por cada elemento de la estructura.

Elemento e	Sistema local	Sistema global
Vector de carga	$f^e$	$F^e$
Vector de desplazamiento	$u^e$	$U^e$
Matriz de rigidez	$k^e$	$K^e$

Este elemento queda definido por nodos  $i$  (nodo inicial) y  $j$  (nodo final). Así se tiene que:

$$F_i = J^t f_i \quad F_j = J^t f_j \quad (2.19)$$

Por lo tanto el vector de cargas del elemento será:

$$F^e = \begin{Bmatrix} F_i \\ F_j \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} J^t & 0 \\ 0 & J^t \end{Bmatrix} f^e = R^t f^e \quad (2.20)$$

De la misma forma se tiene que:

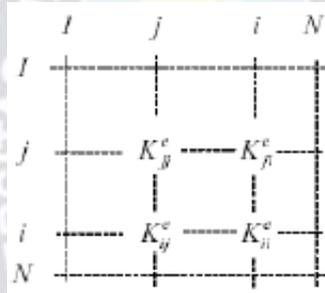
$$U^e = R^t u^e \quad (2.21)$$

$$K^e = R^t k^e R \quad (2.22)$$

Para el elemento 'e', definido por los nodos 'i', 'j' la matriz de rigidez es:

$$K^e = \begin{bmatrix} K_{ii}^e & K_{ij}^e \\ K_{ji}^e & K_{jj}^e \end{bmatrix} \quad (2.23)$$

Donde  $K_{ji}^e = K_{ij}^e$  que se montara en la matriz de rigidez de la estructura de N nodos como sigue:



	I	j	i	N
I				
j		$K_{jj}^e$	$K_{ji}^e$	
i		$K_{ij}^e$	$K_{ii}^e$	
N				

De forma que independientemente de la numeración de los nodos y de la orientación del sistema global se lleva al sistema:

$$F = KU \quad (2.24)$$

Al que es necesario imponerle las condiciones de contorno.

#### 2.7.2.4. IMPOSICIÓN DE LAS CONDICIONES DE CONTORNO

La matriz de rigidez obtenida por el procedimiento anterior es singular mientras no se consideran las condiciones de sustentación de la estructura. El sistema definido en (24) se puede escribir como:

$$\begin{bmatrix} F_a \\ F_b \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{a,a} & K_{a,b} \\ K_{b,a} & K_{b,b} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} U_a \\ U_b \end{bmatrix} \quad (2.25)$$

Donde 'a' son los grados de libertad con movimiento restringido, y por lo tanto fuerzas desconocidas, y 'b' los grados de libertad con movimiento desconocidos, y por lo tanto cargas como dato. El sistema se puede reescribir como:

$$\begin{aligned} F_b &= K_{b,a}U_a + K_{b,b}U_b \\ U_b &= K_{b,b}^{-1} F_j - K_{ji}U_i \end{aligned} \quad (2.26)$$

Permitiéndonos calcular los desplazamientos desconocidos.

### 2.7.2.5. CÁLCULO DE ESFUERZOS Y REACCIONES

En nuestro caso particular se hace de particular importancia el cálculo de reacciones ya que serán estas cargas las que generen las fuerzas de arrastre en la tubería, que es la fuerza más influyente en la predicción de la corrida y la que actuara como parámetro de convergencia en el procedimiento iterativo. Entonces conocidos los desplazamientos en los nodos no restringidos, es posible calcular los esfuerzos desconocidos, Ecuación (27). El cálculo de los esfuerzos en los extremos de las vigas es preferible hacerlo en las coordenadas locales de elemento, ya que de esta forma es mas sencillo aplicar los principios de la resistencia de materiales para el dimensionamiento de las vigas.

$$f^e = RF^e = RK^eU^e \quad (2.27)$$

O bien:

$$f^e = k^e u^e = k^e R U^e \quad (2.28)$$

Luego el problema esta resuelto sino existe cargas sobre el elemento. En caso contrario, el vector de carga incluye los esfuerzos de empotramiento perfecto cambiados de signo y para el cálculo de los esfuerzos a lo largo de la viga cargada hay pues que añadir los de empotramiento perfecto. Así:

$$f_{Total}^e = f^e + f_{Empotramiento}^e \quad (2.29)$$

## CAPITULO 3

### DESARROLLO TEORICO – SOLUCION NUMERICA

---

#### 3.1 GENERALIDADES

En este capítulo se presenta el desarrollo teórico del modelo numérico al problema planteado, el procedimiento iterativo a seguir para estimar las fuerzas presentes durante la colocación de tuberías en el hoyo y, a partir de esto, se reseña como se realiza la implementación de la metodología en una herramienta computacional.

Se define el problema en su forma más general, sea  $p_i$  el punto inicial donde comienza la perforación o el agujero y  $p_f$  el punto final, objetivo de la perforación. En principio para lograr ese objetivo de la perforación o la correcta completación se dispone de un ensamble recto, compuesto por una sucesión de tubos y aditamentos que puede ser de sección variable.

Apartando los cambios de dirección inducidos la trayectoria ideal sería una línea recta; sin embargo, la litología del terreno y la dinámica del proceso de perforación inducen una distorsión a esta trayectoria.

En síntesis, el problema consiste en analizar una viga que toma la forma de la trayectoria del pozo y sobre la cual actúan adicionalmente su propio peso y las solicitaciones de fuerza, torque y momento generados.

Es obvio que, independientemente de las solicitaciones externas tipo fuerza (peso de la sarta), deben existir puntos de contacto entre la pared y la sarta; estos puntos son de importancia para la determinación de los esfuerzos y deformaciones, así como también para calcular el torque y peso sobre el gancho (en  $p_i$ )

En este trabajo se establece como punto de partida la configuración deformada para la determinación de las cargas a las que va a estar sometida a la tubería en fondo de pozo. La sarta en estas condiciones es sometida a la acción externa de su peso, e inicialmente esta configuración deformada esta libre e de esfuerzos y deformaciones, y los puntos de contacto serán considerados en nodos definidos.

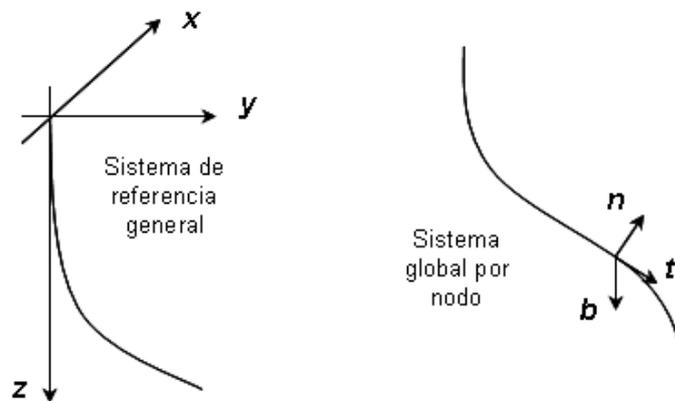
## 3.2 MODELO TEÓRICO

La cañería de revestimiento será modelado como una viga espacial. En términos del método de los elementos finitos (MEF), el sistema de revestimiento será discretizado como un conjunto de elemento de viga como dos nodos. A cada nodo se le asocian las variables discretas que constituyen las incógnitas de nuestro problema.

### 3.2.1 SISTEMA DE REFERENCIA GENERAL

Se define el siguiente sistema de ejes cartesianos fijos, respecto al cual se refiere toda la geometría del problema, ver figura 11

Figura 11. Sistema de referencia general y global por nodo.



Fuente: Economides, M., Watters, L. y Dunn-Norman, S. Petroleum Well Construction. John Wiley & Sons. Inglaterra, (1998).

El origen se ubica en la superficie de la tierra, punto donde se inicia la perforación y donde comienza el pozo. Adicionalmente cumple con las siguientes condiciones.

El eje Z apunta hacia el centro de la tierra.

El eje X se dirige en la dirección sur-norte.

El eje Y se asocia a la dirección oeste-este.

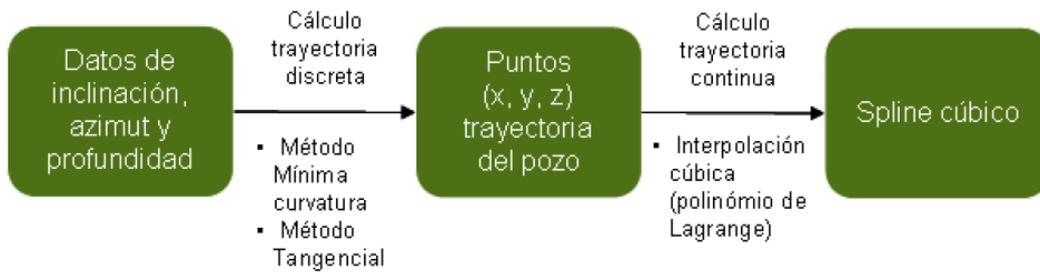
### 3.2.2 MODELADO DE TRAYECTORIA

Como se menciono anteriormente, para el cálculo de trayectoria de un pozo se utiliza un conjunto de datos, cada uno de los cuales consisten mediciones de inclinación, azimut y profundidad. Para efectos de la construcción del modelo geométrico es necesario representar la trayectoria del pozo en coordenadas cartesianas (x, y, z). Esta tarea se lleva a cabo a través del uso de cualquiera de los métodos geométricos conocidos (método tangencial, el método del ángulo promedio, el método de la mínima curvatura el método tangencial balanceado, el método de radio de curvatura, el método del mercurio). En este trabajo, los cálculos trayectoria se le realizaran aplicando el método de mínima curvatura debido a su precisión y el método tangencial en aquellas secciones de pozo en las cuales el método de mínima curvatura no sea aplicable.

Una vez definida una suficiente cantidad de puntos (x,y,z) a través del pozo, se debe preceder a representar dicha trayectoria como una curva continua y derivable en el dominio considerado. Dicha curva de construye por secciones a través del cálculo de un "spline" cubico utilizando las ecuaciones presentadas en el capítulo anterior (polinomio de Lagrange). Es importante mencionar que las ecuaciones presentadas fueron desarrollados para el caso plano y el problema esta definido en el espacio, es por ello que el calculo de la trayectoria continua se debe definir en forma paramétrica, utilizando una longitud de arco inicial ( $l_0$ ) como parámetro común, definiéndose este como la suma acumulativa de las distancias entre nodos consecutivos. El cálculo del "spline" se realiza tres veces, una por cada dirección, resultando de esto las funciones definidas a trozos  $x(l_0)$ ,  $y(l_0)$ ,  $z(l_0)$ , y a partir de estas funciones definimos nuestra curva parametrizada de la forma  $r(l_0) = x(l_0)i, y(l_0)j, z(l_0)k$ , donde  $r$  representa nuestra trayectoria.

El objetivo es "spline" cubico es obtener una formula de interpolación que se suavice la primera derivada y haya continuado en la segunda derivada, ambas dentro del intervalo y en sus bordes. En la figura 12 se muestra el procedimiento descrito.

Figura 12. Procedimiento para el cálculo del modelo Geométrico - Trayectoria.



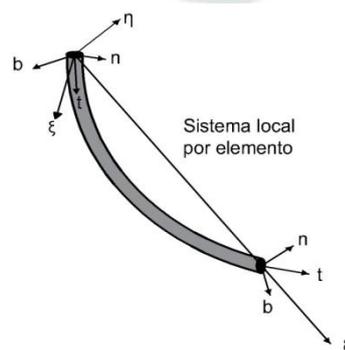
Fuente: Weaver W., Johston P. "Finite Elements for Structural Analysis", Prentice-Hall, Inc. U.S.A. (1984)

### 3.2.3 SISTEMA DE EJES LOCALES Y GLOBALES

Cada componente del sistema de revestimiento se discretiza en un conjunto de elementos finitos, cada elemento ocupa una longitud de arco dentro de la curva spline que define la trayectoria. El sistema de ejes globales de elementos finitos consiste en una terna definida en cada nodo de la malla: " $t$ " será el vector tangente que sigue el sentido de la perforación, " $n$ " será el vector normal que apunta al centro de la curvatura y " $b$ " el vector binormal. Este sistema varía a lo largo de la trayectoria, y se le denomina comúnmente como sistema de coordenadas curvilíneas ortogonales. Los ejes globales serán dominados indistintamente según los vectores unitarios  $(t, n, b)$ .

El sistema local está constituido por eje  $\xi$  que une el punto inicial y final de cada elemento y dos ejes ortogonales  $\zeta$  y  $\eta$ , ver Figura 13

Figura 13. Sistema de referencia local por elemento y global por nodo.



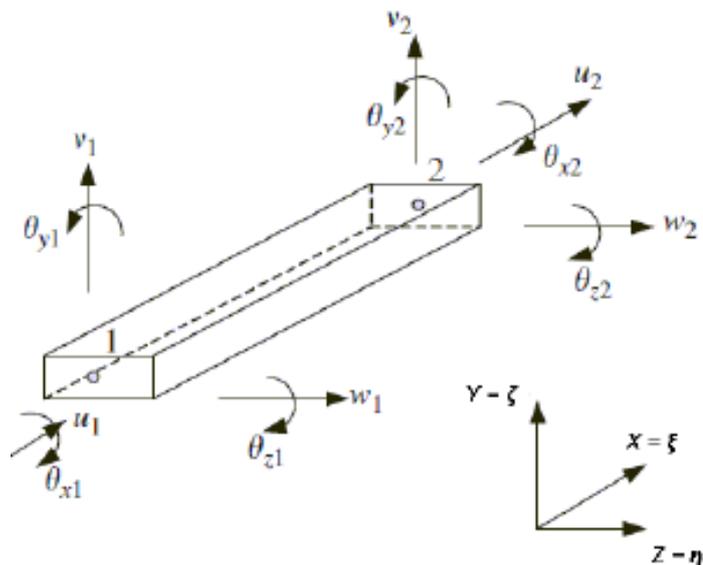
Fuente: Economides, M., Watters, L. y Dunn-Norman, S. Petroleum Well Construction. John Wiley & Sons. Inglaterra, (1998).

### 3.2.4. MODELADO EN ELEMENTOS FINITOS

Como se ha venido mencionado al sistema de revestidores va a ser modelado a través de un conjunto de elemento de vigas especiales. Un elemento de viga especial es utilizado para modelar vigas rectas de sección transversal arbitraria, la cual puede deformarse no únicamente en la dirección axial sino también en la dirección perpendicular a su eje. La viga es capaz de soportar tanto fuerzas axiales y transversales, como momentos. De hecho los elementos de viga pueden ser encontrados en muchos de los problemas de estructuras en el mundo real.

El elemento general de viga a usar este compuesto por 2 nodos y seis grados de libertad por nodos: tres desplazamientos traslacionales en las direcciones  $\xi, \zeta$  y  $\eta$  y tres componentes rotacionales con respecto a los ejes mencionados. Por lo tanto, para un elemento con dos nodos se suman doce grados de libertad, como se muestra en la Figura 14. Es importante destacar que las direcciones X, Y y Z coinciden con las direcciones  $\xi, \zeta$  y  $\eta$ , respectivamente.

Figura 14. Elemento viga especial con doce grados de libertad.



Fuente: Huebner, K. The Finite Element Method for Engineers, Jhon & Sons, Canada (2011)

El vector desplazamiento del elemento para la viga en el espacio puede ser escrito como:

$$\begin{matrix}
 d_1 \\
 d_2 \\
 d_3 \\
 d_4 \\
 d_5 \\
 d_6 \\
 d_7 \\
 d_8 \\
 d_9 \\
 d_{10} \\
 d_{11} \\
 d_{12}
 \end{matrix}
 =
 \begin{matrix}
 u_1 \\
 v_1 \\
 w_1 \\
 \theta_{X1} \\
 \theta_{Y1} \\
 \theta_{Z1} \\
 u_2 \\
 v_2 \\
 w_2 \\
 \theta_{X2} \\
 \theta_{Y2} \\
 \theta_{Z2}
 \end{matrix}
 \quad
 \left.
 \begin{array}{l}
 \left. \begin{array}{l} \text{Componente de desplazamiento nodo 1} \end{array} \right\} \\
 \left. \begin{array}{l} \text{Componente de desplazamiento nodo 2} \end{array} \right\}
 \end{array}
 \right\}
 \quad (3.1)$$

La matriz de rigidez elemental  $K_e$  es de la forma:

$$K_e = \begin{bmatrix}
 \frac{AE}{2a} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{AE}{2a} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 \frac{3EI_z}{2a^3} & 0 & 0 & 0 & \frac{3EI_z}{2a^2} & 0 & -\frac{3EI_z}{2a^3} & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{3EI_z}{2a^2} \\
 \frac{3EI_y}{2a^3} & 0 & -\frac{3EI_y}{2a^2} & 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{3EI_y}{2a^3} & 0 & -\frac{3EI_y}{2a^2} & 0 & 0 \\
 \frac{GJ}{2a} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{GJ}{2a} & 0 & 0 & 0 \\
 \frac{2EI_y}{a} & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{3EI_y}{2a^2} & 0 & \frac{EI_y}{a} & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 \frac{2EI_z}{a} & 0 & -\frac{3EI_z}{2a^2} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{EI_z}{a} & 0 & 0 \\
 \frac{AE}{2a} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 \frac{3EI_z}{2a^3} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{3EI_z}{2a^2} & 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{3EI_z}{2a^2} \\
 \text{Sim} & & & & & & -\frac{3EI_y}{2a^3} & 0 & \frac{3EI_y}{2a^2} & 0 & 0 & 0 \\
 \frac{GJ}{2a} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{GJ}{2a} & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 \frac{2EI_y}{a} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{2EI_y}{a} & 0 & 0 & 0 \\
 \frac{2EI_z}{a} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{2EI_z}{a} & 0 & 0
 \end{bmatrix}$$

Ecuación (3.2)

Donde  $I_y$  y  $I_z$  representan el segundo momento de área (o momento de inercia) de la sección transversal de la viga con respecto a los ejes Y y Z, respectivamente y la longitud del elemento  $l_e = 2a$ .

### 3.2.5 ECUACIONES EN SISTEMA DE COORDENADAS GLOBALES

Conocidas las matrices elementales en el sistema de coordenadas local, el siguiente paso a realizar es transformar dichas matrices a los sistemas de coordenadas globales para tomar en cuenta todas las diferencias en la orientación entre sistemas de coordenadas. En este caso no existe un solo sistema global debido a que se usarán coordenadas curvilíneas ortogonales, en consecuencia tenemos tantos sistemas globales como nodos tengamos en nuestra discretización.

Definida la discretización del problema (número de elementos), a partir del cálculo del "spline" se determinan la primera y la segunda derivada de la función trayectoria en cada nodo, dichos valores sirven como base para direccionar los ejes globales por nodo: vector tangencial " $t$ ", vector normal " $n$ " y vector binormal " $b$ ".

Se asume que los nodos locales 1 y 2 del elemento corresponden a los nodos globales  $i$  y  $j$ , respectivamente. El desplazamiento en un nodo local debe tener tres componentes traslacionales en las direcciones X, Y y Z, y tres componentes rotacionales con respecto a los ejes X, Y y Z. Estos están numerados secuencialmente por  $d_1 - d_{12}$  correspondientes a las deformaciones físicas como se define en la ecuación (30). El desplazamiento en un nodo global debe tener también tres componentes traslacionales en las direcciones  $t$ ,  $n$  y  $b$ , y tres componentes rotacionales con respecto a los ejes  $t$ ,  $n$  y  $b$  de ese nodo. Estos se enumeran secuencialmente de la forma  $D_{6i-5}, D_{6i-4}, \dots, y D_{6i}$ . La transformación de coordenadas toma la relación entre el vector desplazamiento  $d_e$  basado en el sistema de coordenadas local y el vector desplazamiento  $D_e$  para el mismo elemento pero basado en el sistema de coordenadas global.

$$d_e = TD_e \quad (3.3)$$

Donde  $T$  es la matriz de transformación para un elemento viga, calculada a partir de las direcciones del sistema  $(t, n, b)$ , y dada por:

$$T = \begin{bmatrix} T_3^i & 0 & 0 & 0 \\ 0 & T_3^i & 0 & 0 \\ 0 & 0 & T_3^j & 0 \\ 0 & 0 & 0 & T_3^j \end{bmatrix} \quad (3.4)$$

En la cual.

$$T_3 = \begin{bmatrix} l_x & m_x & n_x \\ l_y & m_y & n_y \\ l_z & m_z & n_z \end{bmatrix} \quad (3.5)$$

Donde  $l_k, m_k, y n_k (k = x, y, z)$  son los cosenos directores definidos por:

$$\begin{aligned} l_x &= \cos(x, t), m_x = \cos(x, n), n_x = \cos(x, b) \\ l_y &= \cos y, t, m_y = \cos y, n, n_y = \cos y, b \\ l_z &= \cos(z, t), m_z = \cos(z, n), n_z = \cos(z, b) \end{aligned} \quad (3.6)$$

Usando la matriz de transformación  $T$ , las matrices para un elemento viga espacial en el sistema de coordenadas globales pueden ser obtenidas de la forma:

$$K_e = T^T k_e T \quad (3.7)$$

$$F_e = T^T f_e \quad (3.8)$$

Donde  $f_e$  es el vector fuerza del elemento en coordenadas locales, determinado en la forma:

$$f_e = \int_{V_e} N^T f_b dV + \int_{S_e} N^T f_b dS \quad (3.9)$$

En terminología de un elemento finito orientado espacialmente, considerándolo recto, la dirección de la fuerza originada por el peso propio queda definida por el ángulo que forma el eje  $\xi$  de la viga con el eje  $z$  del sistema de coordenadas generales. Adicionalmente, debido que el pozo siempre va a contener lodo de perforación en su interior, para el cálculo del peso en la tubería se debe tomar en cuenta el factor de flotación ( $f_b$ ) dado por:

$$f_b = 1 - \frac{\rho_l}{\rho_a} \quad (3.10)$$

Donde  $\rho_l$  es la densidad del fluido de perforación y  $\rho_a$  es la densidad del material de la cañería de revestimiento.

Una vez determinada las matrices elementales en coordenadas globales se procede a ensamblar la matriz de rigidez global  $K$  y el vector de carga global  $F$ . La solución al problema (vector de desplazamiento global  $D$ ) se calcula resolviendo el sistema de ecuaciones matriciales definido por:

$$KD = F \quad (3.11)$$

### 3.2.6 CONDICIONES DE BORDE

Las condiciones de borde consideradas son las siguientes:

- i. Se restringen los 6 grados de libertad del primer nodo del modelo simulado el acople de la tubería con cabria de perforación – condiciones de empotramiento.
- ii. En algunos nodos subsiguientes, definidos por el usuario (ubicación de centralizadores), se impondrán restricciones de desplazamiento

en las direcciones normal y binormal (restricción del movimiento sobre el plano perpendicular a la trayectoria).

### 3.2.7 CÁLCULO DEL TORQUE Y ARRASTRE – PROCEDIMIENTO ITERATIVO

Como se menciona en capítulos anteriores el torque y arrastre es un momento y fuerza friccional respectivamente, que se generan debido a las cargas de contacto entre la sarta de perforación o el revestidor y la cañería de revestimiento de la sección anterior o agujero abierto. El mismo se determina a través de la ecuación (2.4), multiplicado por la fuerza normal o fuerza de contacto con el coeficiente de fricción.

Debido que existe una relación de dependencia entre las fuerzas de contacto y las fuerzas de fricción generadas, se hace necesario definir un procedimiento iterativo, el cual se muestra a continuación:

1. Se define el tipo de operación.
  - a. Bajando.
  - b. Subiendo.
  - c. Bajando y rotando.
  - d. Subiendo y rotando.
2. Si se está bajando y rotando o subiendo y rotando se definen las velocidades axiales (de subida o bajada) y de giro (rpm).
3. Se definen los coeficientes de fricción " $f$ " tanto para el contacto tubo- tubo como para el contacto tubo-roca.
4. Se define el error porcentual máximo (% *Error*).
5. Si la corrida es bajando el estudio se inicia con solo dos elementos que se ubica a partir del inicio del pozo y si la corrida es subiendo el estudio se realiza con todos los elementos ensamblados. A esta etapa se le denomina Fase 1.
6. Se construye el sistema mostrado en la ecuación (3.11), considerándose solo los pesos equivalentes de dicho elemento (peso sumergido).
7. Se resuelve el sistema de ecuaciones matriciales y se obtiene el vector desplazamiento  $D$  del modelo.
8. Se determina las reacciones.

9. Se determina las fuerzas de contacto ( $F_{c_i}$ ) en cada nodo apoyado, a partir de las reacciones en dirección normal y binormal, y se calcula su magnitud usando Pitágoras.

$$F_c = \sqrt{F_N^2 + F_B^2} \quad (3.12)$$

10. A partir de las magnitudes de las fuerzas de contacto calculadas se determinan las magnitudes de las fuerzas de fricción asociadas en cada nodo apoyado.

$$F_F = fF_c \quad (3.13)$$

11. La dirección de la fuerza friccional resultante se asume opuesta al vector velocidad resultante  $V_R$ ; por lo tanto, las componentes de este vector serán en proporción a las resultantes del vector velocidad (ver figura 7)

12. Se calcula el vector momento generado por el vector fuerza friccional a través de un producto vectorial, tomando en cuenta como en brazo de palanca el radio externo del tubo.

$$M_F = F_F \times R_e \quad (3.14)$$

13. Se construye el vector de cargas generadas por fricción ( $F_{Fi}$ ).

14. Este vector de carga por fricción se suma al vector de carga global (sólo peso) del modelo.

15. Se repiten los pasos 7 y 8.

16. Se determina las fuerzas de contacto ( $F_{c_{i+1}}$ ) y su magnitud.

17. Se repiten los pasos 10, 11 y 12

18. Se construye el vector de cargas generadas por fricción ( $F_{Fi+1}$ ).

19. Se comparan los valores de las fuerzas calculadas en el punto (13), ( $F_{Fi}$ ) con las determinadas en el punto 18 ( $F_{Fi+1}$ ).

20. Se repiten los pasos 14 al 19 hasta que se cumpla:

$$\frac{F_{Fi} - F_{Fi+1}}{F_{Fi}} 100 \leq \%Error \quad (3.15)$$

21. Si se satisface la desigualdad se almacena los resultados de la última iteración y se da inicio a la siguiente Fase. Si estamos bajando se añade otro elemento y se repiten los pasos el 6 en adelante hasta completar todas las Fases y si se está subiendo se quita un elemento de la parte final de la

tubería de completación y se repiten los pasos del 6 en adelante hasta completar todas las Fases.

Es importante mencionar que  $N_{Fases} = N_{Elementos} - 1$

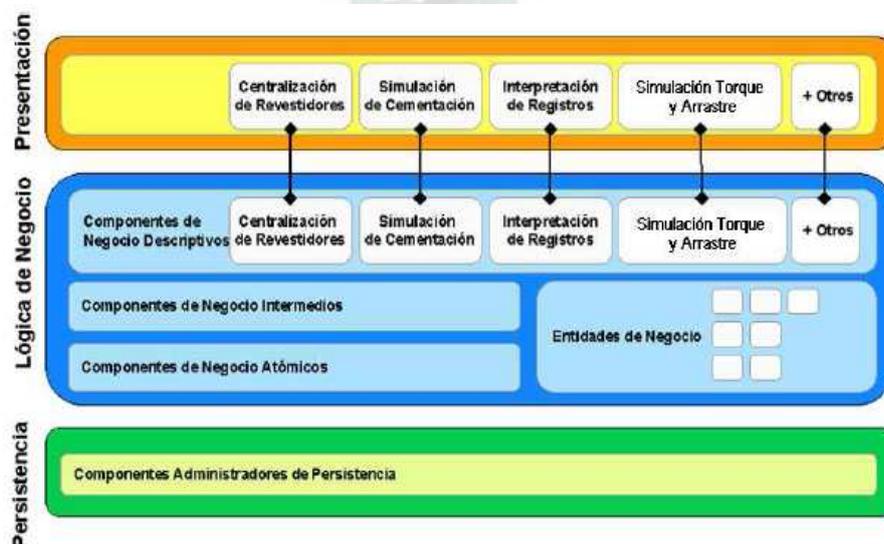
### 3.3 IMPLEMENTACIÓN DE LA METODOLOGÍA DESARROLLADA

La implementación de la metodología de cálculo desarrollada se realizó utilizando lenguaje C Sharp, siendo los estándares corporativos en desarrollo de software adoptados por las compañías petroleras.

De manera general, las herramientas que actualmente se desarrollan en las petroleras siguen un enfoque de arquitectura multicapa. Para este caso se utilizó una arquitectura de tres capas independientes entre sí, como se observa en la Figura 15.

Se puede distinguir una capa para los componentes de Presentación, donde residen todos los componentes de interfaz de usuario, visualización y control de interacción hombre/máquina. Una capa para los componentes de Lógica de Negocio, para aquellos donde se realizan los cálculos, simulaciones y demás procesos relacionados con el modelo de proceso de estudio. Finalmente, una capa para el manejo de Persistencia, donde se encuentran los componentes necesarios para interacción de la aplicación con las bases de datos.

Figura 15. Arquitectura multicapa



Fuente: Lopez A. Finite element modeling of the stability of single wellbores and multilateral junctions. Texas, USA. (2003)

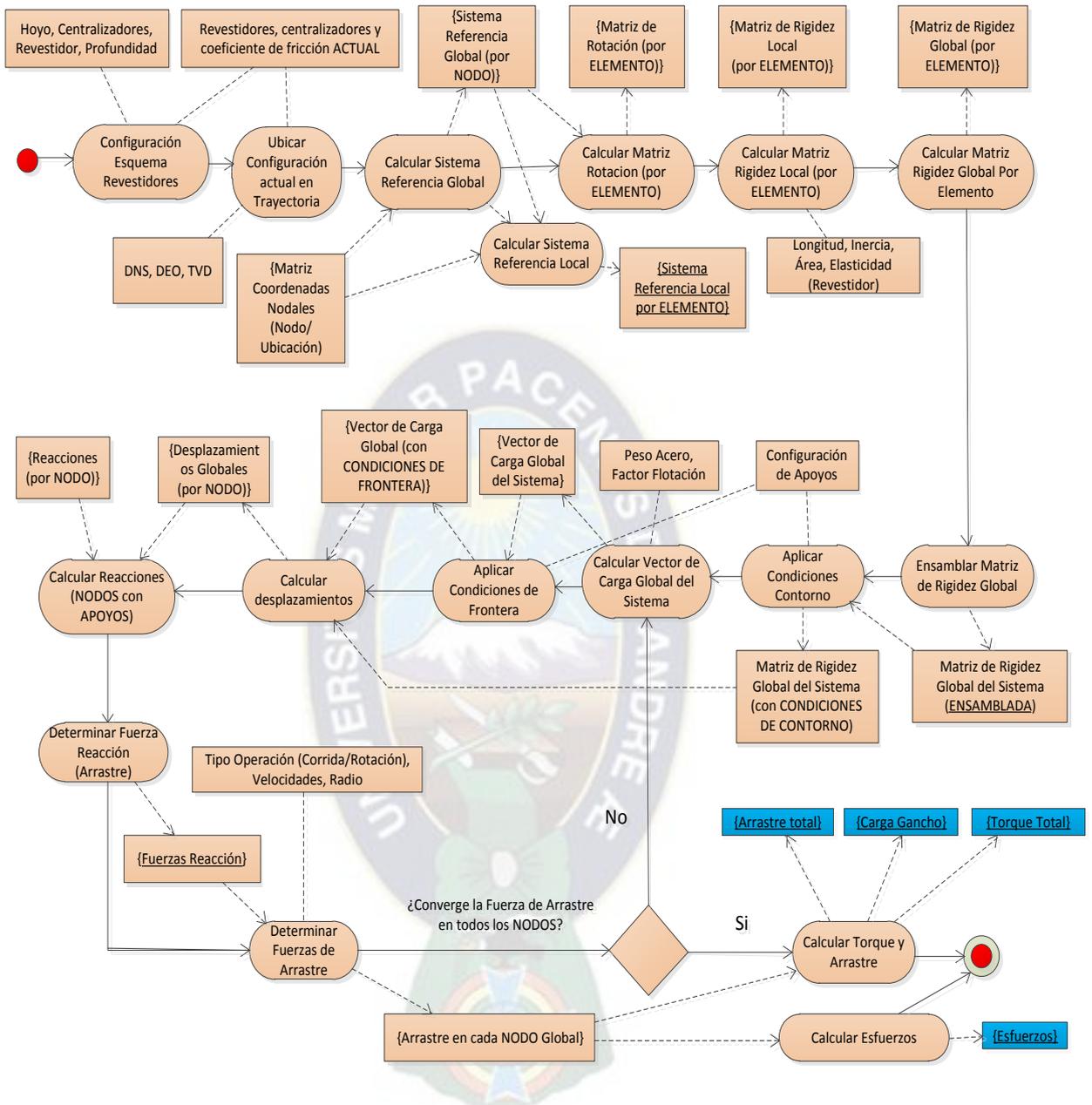
Para responder las necesidades particulares de los procesos asociados a la construcción y mantenimiento de pozos, la capa de lógica de negocios se debe estructurar de manera que se asegure la reutilización de componentes comunes a los distintos procesos de la cadena de valor.

La capa de componentes de lógica de negocio se estructura como sigue:

- Componentes atómicos (Bases Matemáticas): Estos son los componentes donde se basa el resto de la arquitectura del desarrollo. Incluye tanto los componentes de cálculo pesado, como las librerías de funciones matemáticas comunes que pueden ser consumidas por distintos módulos. En esta capa se presenta el mayor índice de reutilización.
- Componentes Intermedios (Simulación / Calculo): Representan los componentes donde se realizan simulaciones de distintos aspectos de interés para cada proceso. La idea es tener una gama de cálculos de las variables de interés en el sistema de estudio, de manera que puedan ser consumidos por cada modelo que se desarrolle. En esta etapa la reutilización es menor, pero la funcionalidad expuesta por los componentes es mayor.
- Componentes Descriptivos (Modulo / Proceso): Representan los proceso que exponen funcionalidades específicas que son de interés para el negocio. Allí el grado de reutilización es muy poco, pero el valor de estos componentes es mayor, ya que basándose en las capas inferiores, presenta información que genera valor a los usuarios.

En la figura 16, se muestra el diagrama de actividades del programa desarrollado, donde se realiza una descripción de las diferente actividades u operaciones que se manejan y los datos que entran como insumo o salen como resultado de cada actividad. Es importante mencionar que en este tipo de diagramas, el círculo rojo denota el inicio de las actividades y los rectángulos simbolizan los datos.

Figura 16, Diagrama de actividades



Fuente: Wu, J y Juvkam-Wold, H. Drag and torque calculations in horizontal and extended reach Wells, Presented at the Energy-Sources Technology Conference and Exhibition. U.S.A. 1991.

## CAPITULO 4

### CASOS DE ESTUDIO – RESULTADOS – ANALISIS

---

#### 4.1 INTRODUCCION

En el presente capítulo se presenta en primera instancia el procedimiento a seguir el momento de realizar un estudio de torque y arrastre en áreas donde no se tienen datos de campo referentes a los valores de coeficientes de fricción en los estratos involucrados, luego se hace una descripción de los diferentes casos de estudio. Finalmente se representan los resultados obtenidos con su respectivo análisis, comparando dichos valores estimados con los medidos en campo.

La evaluación y la validación de la metodología de cálculo y herramienta desarrollada se realizarán a través de su aplicación en tres casos de campo, específicamente en el análisis post-operacional de tres pozos tipo J hipotéticos, en los cuales dos de ellos presentan problemas de pega de tubería o atascamientos. En dichos pasos se tomaron registros de carga en el gancho mientras se estaba realizando el proceso de bajada de cañería de revestimiento en el agujero.

El valor de carga en el gancho medido en el equipo de perforación viene a ser representado en el modelo numérico desarrollado por la reacción en dirección tangencial del primer nodo o nodo ubicado en el inicio del pozo. Los valores de carga en el gancho medidos en operación serán comparados con aquellos estimados a través del modelo y se podrá verificar si estos últimos representan o no una buena predicción a los valores reales.

#### 4.2 CASOS DE ESTUDIO

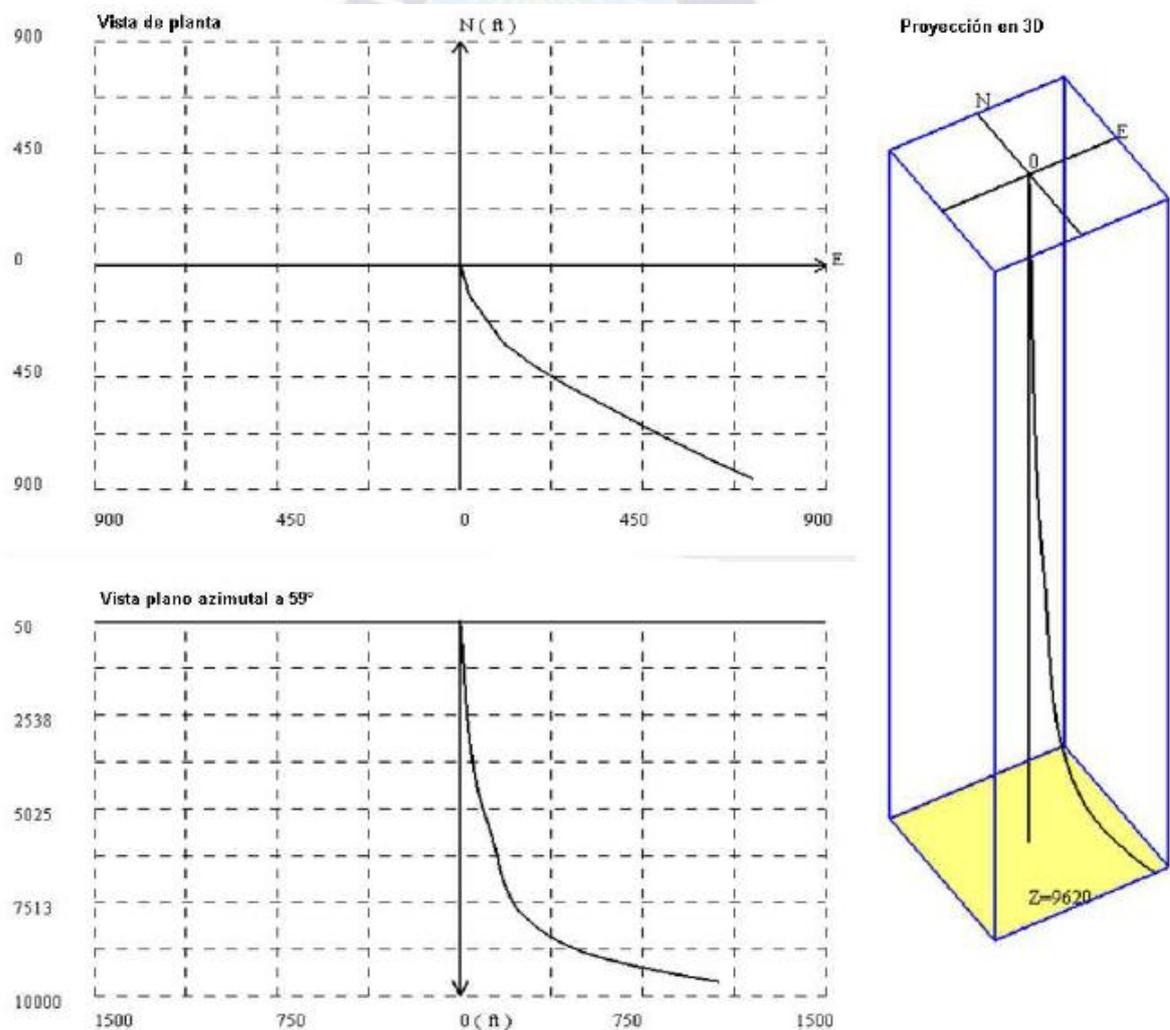
Los datos y características operacionales de pozos a estudiar se presentan a continuación:

#### 4.2.1 CASO POZO 1

El primer caso estudiar es un pozo tipo J que finaliza con sección tangente a  $42^\circ$  a los 9620 pies (2933 m). Dicho pozo presenta eventos de pega de tubería durante la baja del revestidor de 9 5/8 pulgadas de diámetro externo y 53 lb/pies de peso a aproximadamente 9000 pies (2744 m) de profundidad medida. El revestidor anterior tiene un diámetro interno de 12,4 pulgadas y fue colocado hasta una profundidad de 5676 pies (1730 m) (profundidad medida de la zapata).

En la siguiente figura se muestra una representación de la trayectoria del pozo en una vista en tres dimensiones, una vista de planta, y una proyección en un plano acimutal a  $59^\circ$ .

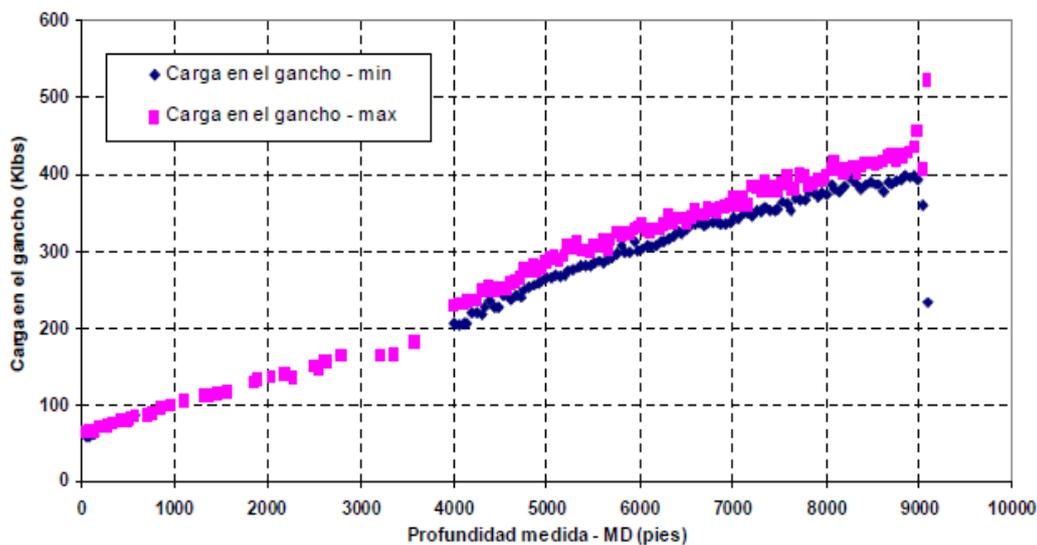
Figura 17 Vistas de la trayectoria del pozo 1



Fuente: Información proporcionada por "University of Stavanger", (2011)

En la figura 18 se muestran las mediciones de carga en el gancho mínima y máxima tomadas durante la operación de bajada del revestidor y en la que se puede notar la ocurrencia del evento de pega de tubería a los 9000 pies (2744 m) de profundidad aproximadamente. Para dicha operación se estima un lodo de 10.5 lb/gal de densidad.

Figura 18. Mediciones de carga en el gancho durante la operación de bajada de cañería de revestimiento – Pozo 1



Fuente: UiS, (2011)

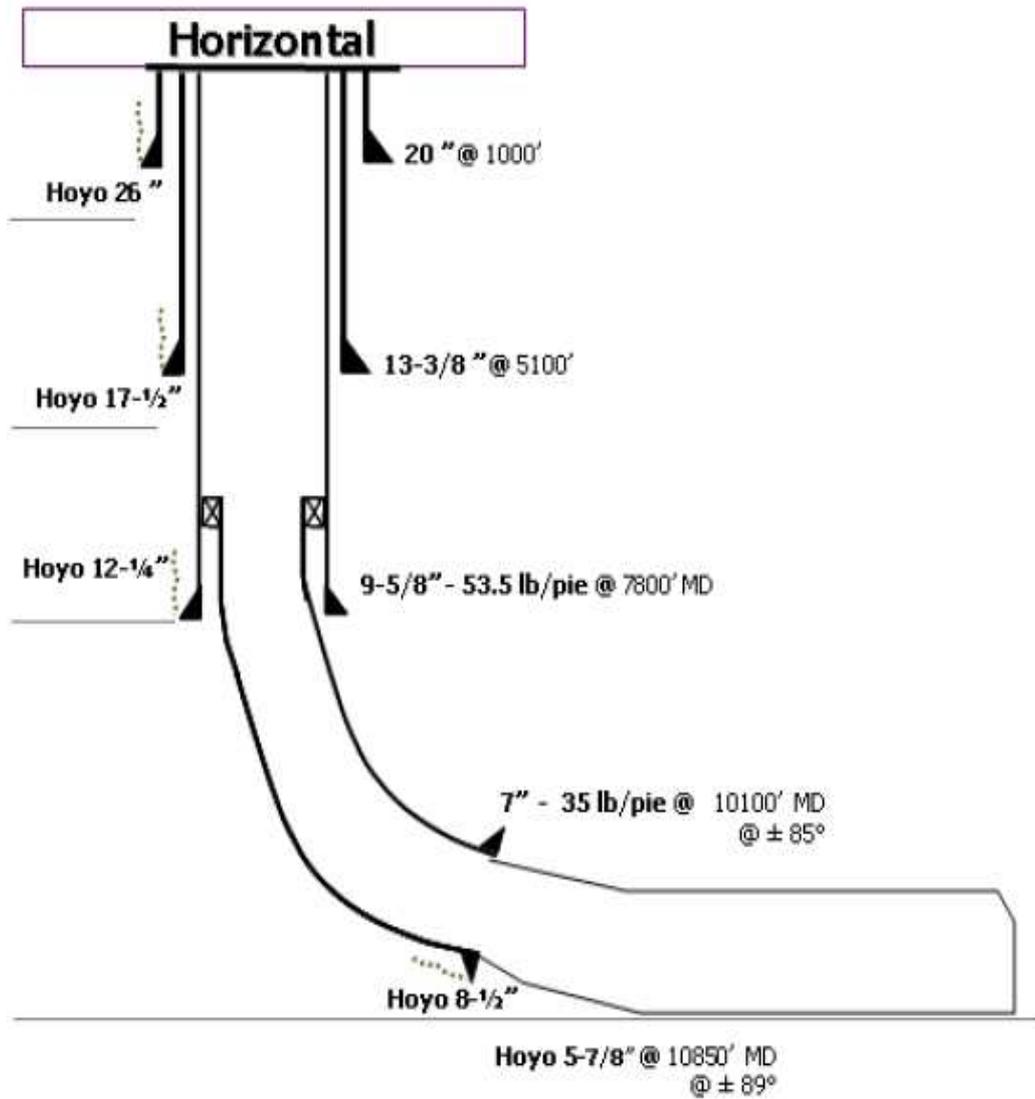
El material del revestidor es acero con un modulo de elasticidad de  $29,3 \times 10^6$  psi y un peso especifico de 490 lb/pie<sup>3</sup>.

El peso del bloque viajero fue de 62000 lb.

#### 4.2.2 CASO POZO 2

El segundo caso de estudio es un pozo tipo J con una sección horizontal de aproximadamente 1000 pies (3280 m) de longitud a una profundidad de 9200 pies (2805 m). Dicho pozo presento problemas de pega de tubería a una profundidad medida aproximada de 9400 pies (9030 pies se TVD) durante la operación de bajada de la tubería colgada de 7 pulgadas de diámetro externo y 35 lb/pie de peso. Dicha operación se realizó utilizando una sarta de perforación de 5 pulgadas de diámetro externo y 19,5lb/pie de peso. En la figura 19 se muestra el esquema mecánico del pozo así como las profundidades de asentamiento de cada revestidor.

Figura 19. Esquema del Pozo 2.

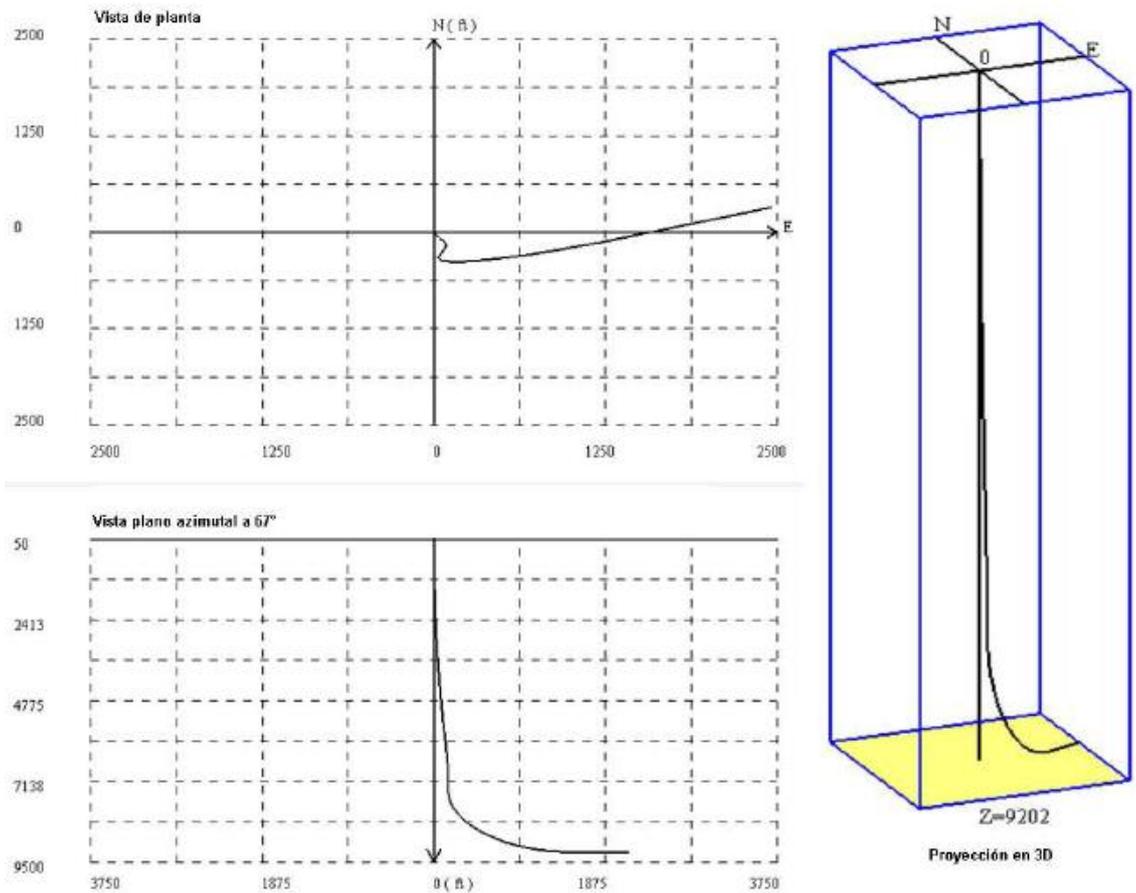


Fuente: UiS, (2011)

El revestidor anterior tiene un diámetro interno de 8.535 pulgadas y fue colocado hasta una profundidad medida de 7800 pies (profundidad de la zapata).

En la figura 20 se muestra una representación de la trayectoria del pozo en una vista en tres dimensiones, una vista de planta y una proyección en un plano acimutal a 67°.

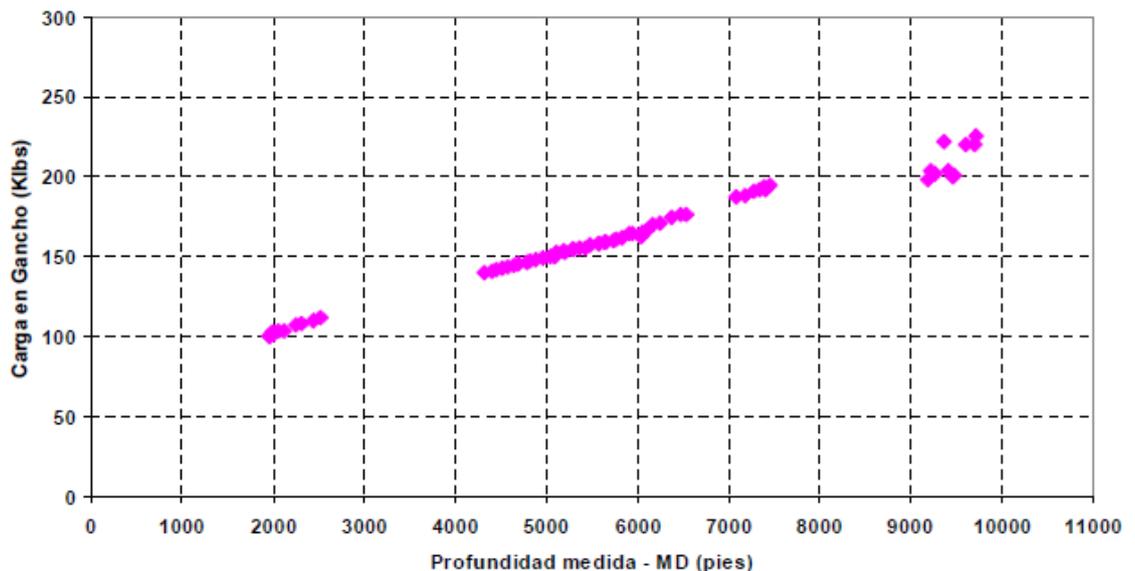
Figura 20. Diferentes vistas de la trayectoria del pozo 2.



Fuente: Información proporcionada por "University of Stavanger", (2011)

En la figura 21 se muestran las mediciones de carga en el gancho tomadas durante la operación de bajada de revestidor y en la que se puede notar la ocurrencia del evento de pega de tubería a 9700 pies de profundidad medida aproximadamente. Para dicha operación se estimó un lodo de 9,5 lb/gal de densidad.

Figura 21. Mediciones de carga en el gancho durante la operación de bajada de tubería – Pozo 2



Fuente: UiS, (2011)

El material del revestidor es acero con un modulo de elasticidad de  $29,3 \times 10^6$  psi y un peso específico de  $490 \text{ lb/pie}^3$ .

El peso del bloque viajero fue de 40000 lb.

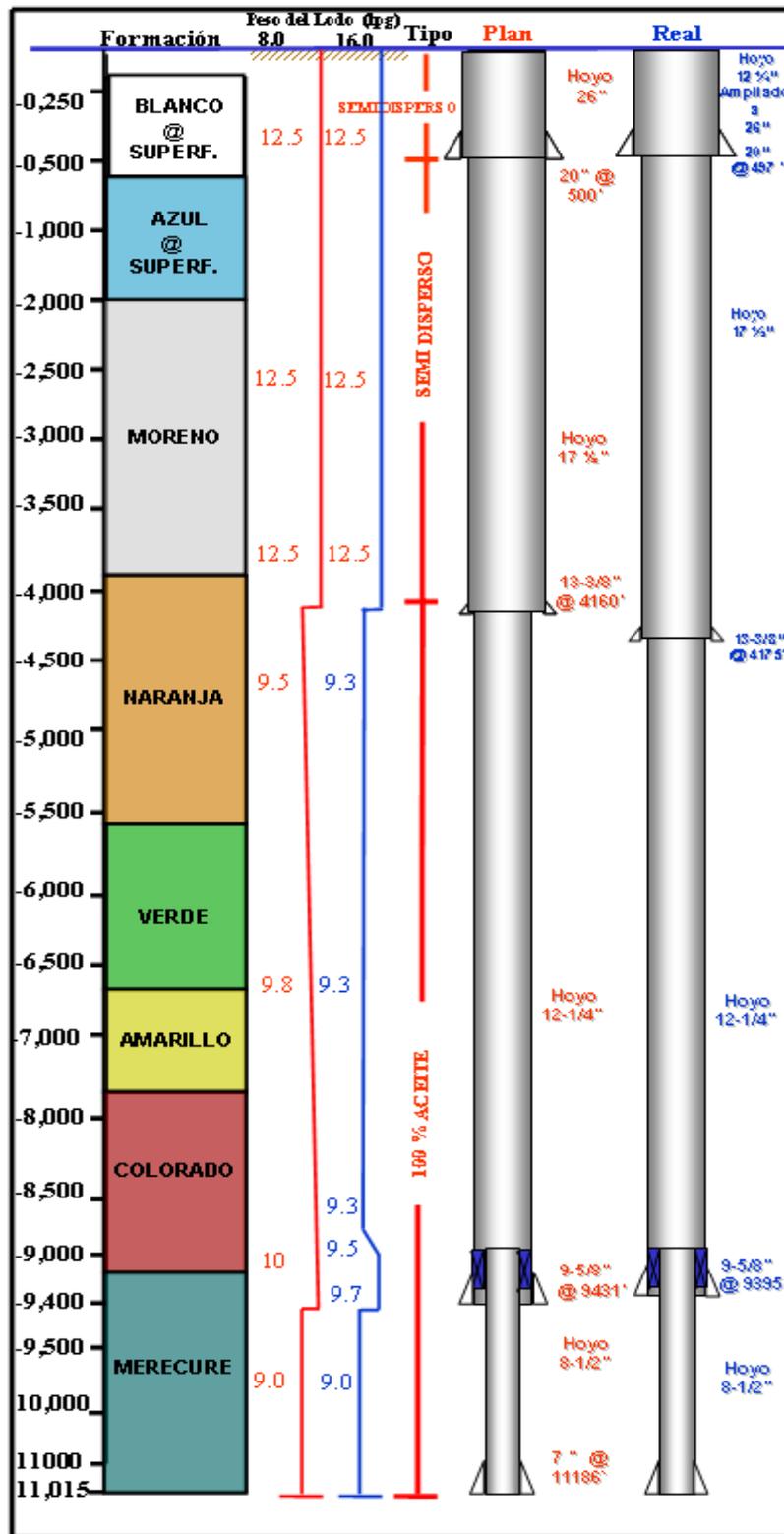
#### 4.2.3. CASO POZO 3

El tercer caso a estudiar es un pozo tipo J con una sección tangencial de  $46^\circ$  de inclinación y que alcanza una profundidad vertical de 10460 pies (3189 m). En dicho pozo no se presentaron problemas durante la operación de bajada del revestidor de 7 pulgadas de diámetro externo y 35 lb/pie de peso. La operación se realizo utilizando una sarta de perforación de 5 pulgadas de diámetro externo y 19,5 lb/pie de peso. En la figura 48 se muestra el esquema mecánico de pozo así como las profundidades de asentamiento de cada revestidor.

El revestidor anterior tiene un diámetro interno de 8.535 pulgadas y fue colocado hasta una profundidad medida de 9395 pies (profundidad de la zapata).

En la figura 23 se muestra una representación de la trayectoria del pozo en una vista de planta, y una proyección en un plano azimutal a  $67^\circ$ .

Figura 22. Esquema de Pozo 3



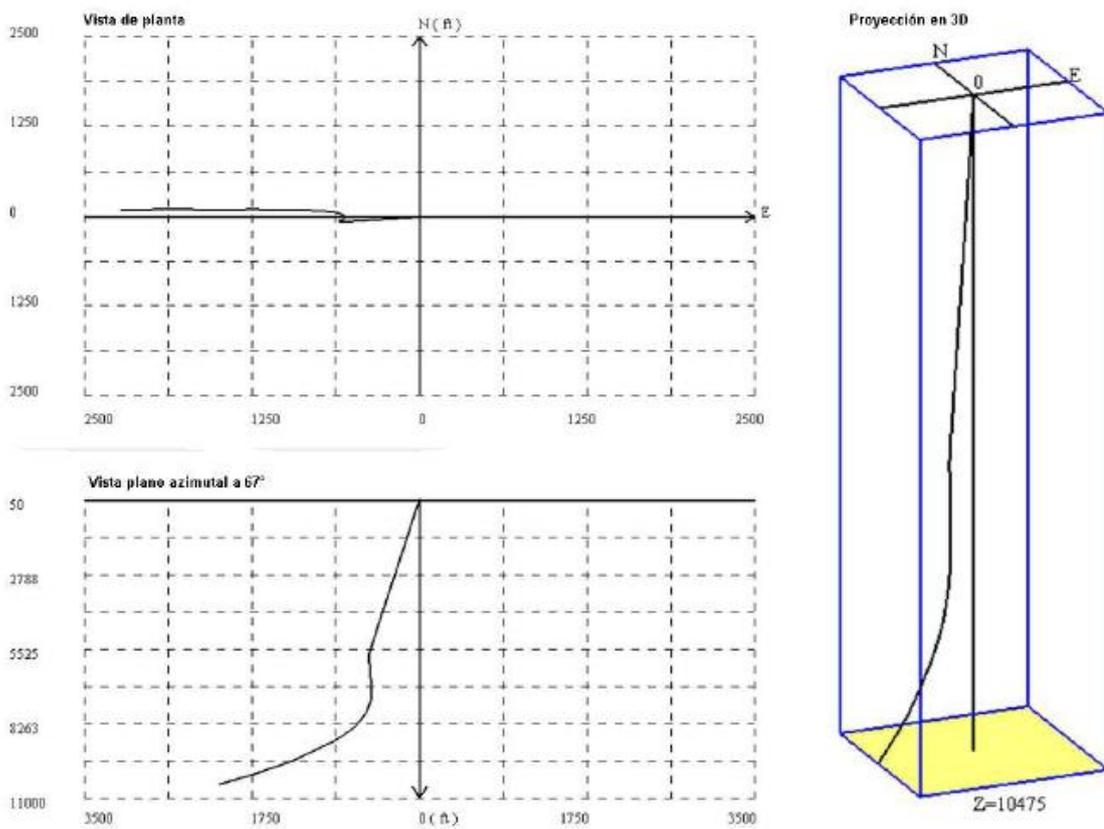
Fuente: Información proporcionada por "University of Stavanger", (2011)

En la figura 24 se muestran las mediciones de carga en el gancho tomadas durante la operación de bajada de revestidor. Para dicha operación se estimó un lodo de 9 lb/gal de densidad.

El material del revestidor es acero con un módulo de elasticidad de  $29,3 \times 10^6$  psi y un peso específico de  $490 \text{ lb/pe}^3$ .

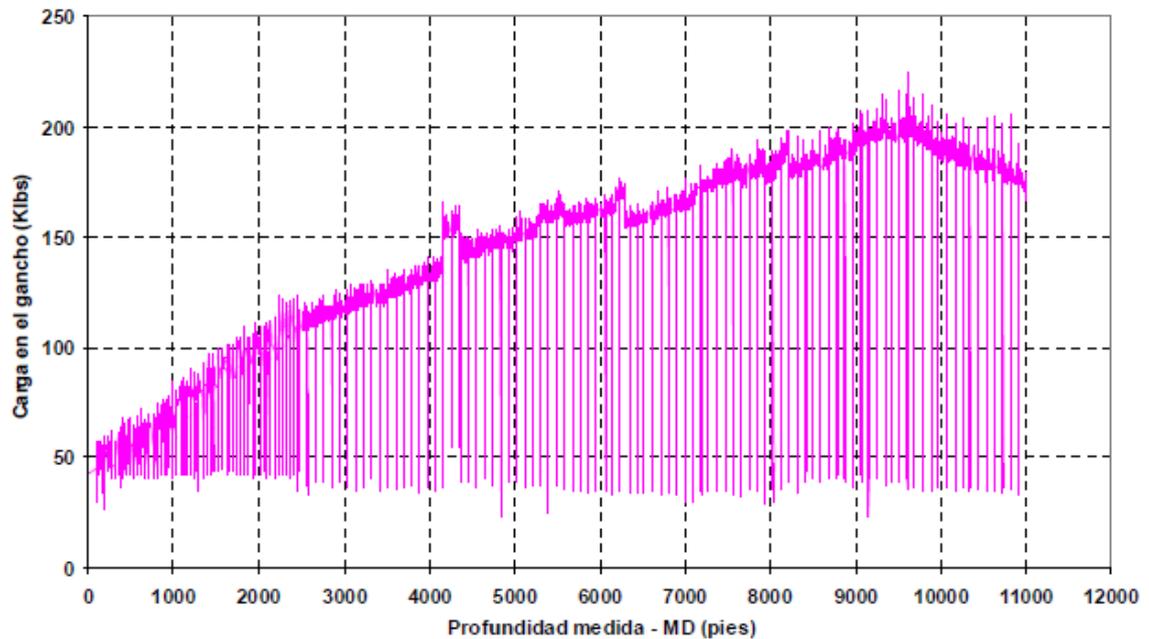
El peso del bloque viajero es de 45000 lb.

Figura 23. Diferentes vistas de la trayectoria del pozo 3



Fuente: Información proporcionada por "University of Stavanger", (2011)

Figura 24, Mediciones de carga en el gancho durante la operación de bajada de tubería – Pozo 3



Fuente: UiS, (2011)

### 4.3 RESULTADOS Y ANÁLISIS

En un análisis por el método del elemento finito, luego que se tiene definido la geometría del problema, las interacciones entre diferentes partes del modelo (de existir), los materiales involucrados, el tipo de análisis, las condiciones de borde y las cargas a considerar se inicia la etapa en la que se debe considerar como debería ser la discretización para que los resultados obtenidos puedan ser considerados confiables para el estudio.

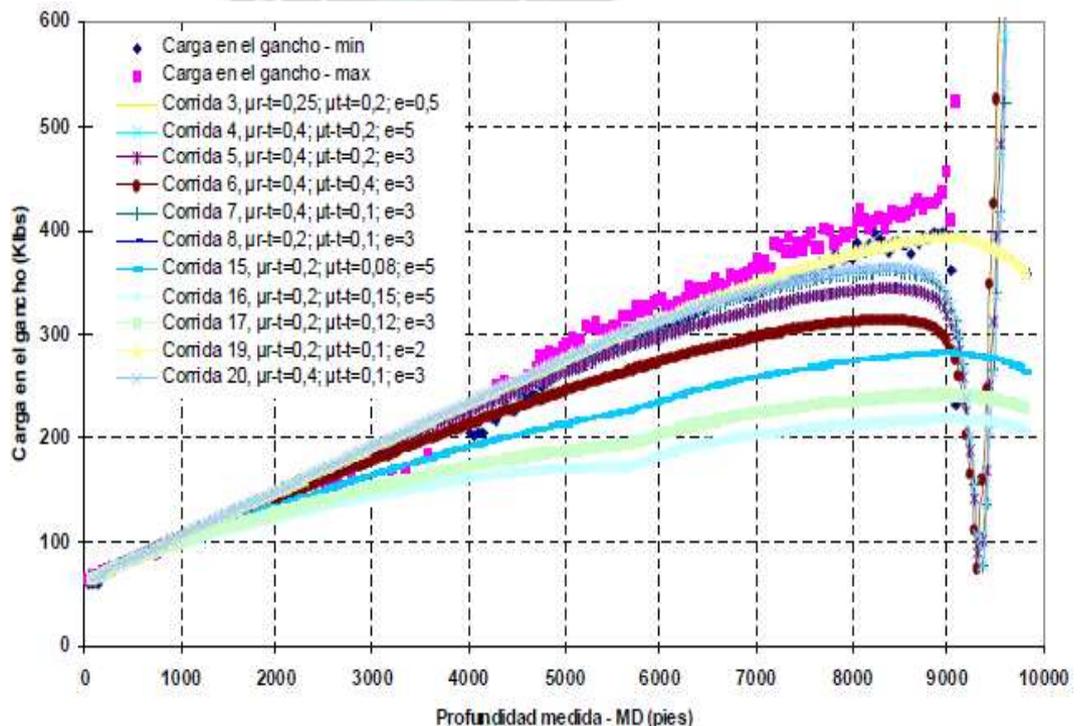
En este caso, se debe tomar en cuenta que se desconocen los factores de fricción cuando se tiene contacto tubería – roca y cuando se tiene contacto tubería – tubería, razón por la cual la primera tarea debe ser estimar dichos parámetros a través de diferentes corridas en las cuales sea posible comparar la curva de carga en el gancho estimada a través del método numérico y la curva de carga en el gancho real medida en operación. Para cada corrida realizada se utilizó un valor diferente de coeficiente de fricción roca-tubo ( $\mu_{R-T}$ ) y de coeficiente de fricción tubo-tubo ( $\mu_{T-T}$ ).

Luego de realizar diferentes corridas relacionadas con las condiciones operacionales de cada pozo en estudio se obtuvieron los siguientes resultados los cuales se presenta a continuación:

### 4.3.1 RESULTADO Y ANÁLISIS POZO 1

Para la primera discretización se tomaron elementos de 40 pies de longitud, lo que equivale a un elemento por cada tubo roscado (247 elementos por todo el modelo) y se colocaron apoyos o restricciones de movimiento transversal a la dirección del pozo cada dos nodos (cada 80 pies). Se realizaron 20 corridas variando los valores de los coeficientes de fricción y el error porcentual máximo aceptado. Se realizaron corridas bajando tubería con la finalidad de poder comparar los resultados estimados con las mediciones tomadas en campo (figura 23), De las 20 corridas no todas lograron la convergencia. En la figura 25 se muestran los resultados de las diferentes simulaciones comparadas con los datos reales.

Figura 25. Resultados de las corridas para la estimación de los coeficientes de roce – Pozo 1.

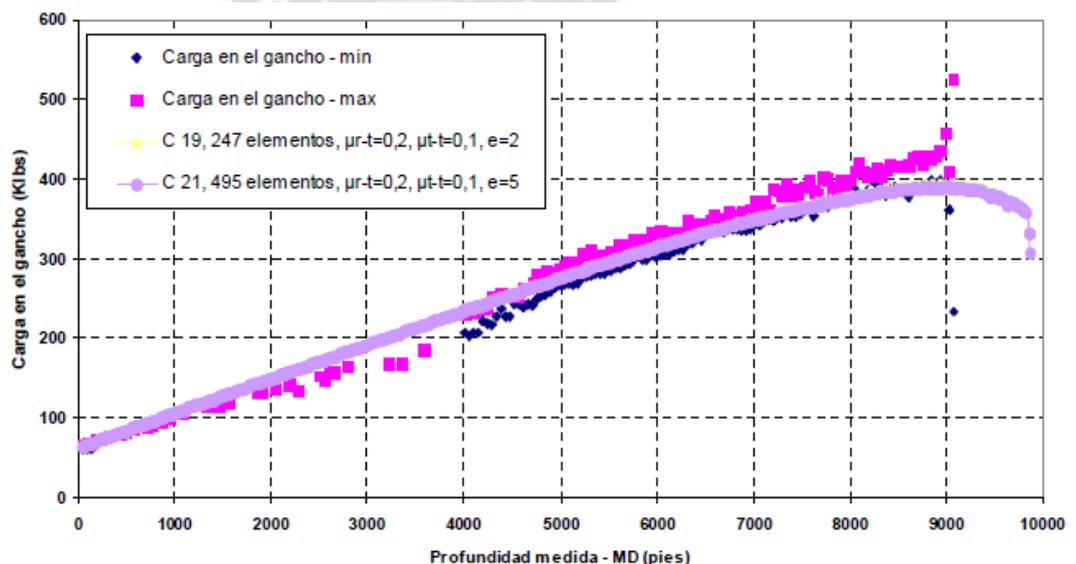


Fuente: UiS, (2011)

De los resultados mostrados en la figura anterior se puede notar que la mejor aproximación se tiene en las corridas 8 y 19 tomando como error porcentual máximo de 3% y 2%, respectivamente y usando un  $\mu_{R-T}=0.2$  y un  $\mu_{T-T}=0.1$  en ambos casos, lo cual, indica que estos valores deberían ser los característicos del área en estudio y de los materiales involucrados en el caso de los revestidores. Como se puede ver, las curvas correspondientes a las corridas 8 y 19 están superpuestas, indicando que la diferencia de 1% en el error máximo admitido no genera diferencias notables.

Para verificar que la discretización haya sido la correcta, se procedió a realizar una corrida adicional utilizando los valores de roce estimados, con un error máximo admitido de 5% y una longitud de elemento de 20 pies, lo que equivale a dos elementos por tubo roscado (495 elementos por todo el modelo), manteniendo los apoyos cada dos nodos (cada 40 pies). En la figura 26 se presenta los resultados obtenidos en esta corrida en comparación con los obtenidos en la corrida 19 de las mediciones reales.

Figura 26. Resultados de las simulaciones bajo diferentes discretizaciones – Pozo 1



Fuente: UiS, (2011)

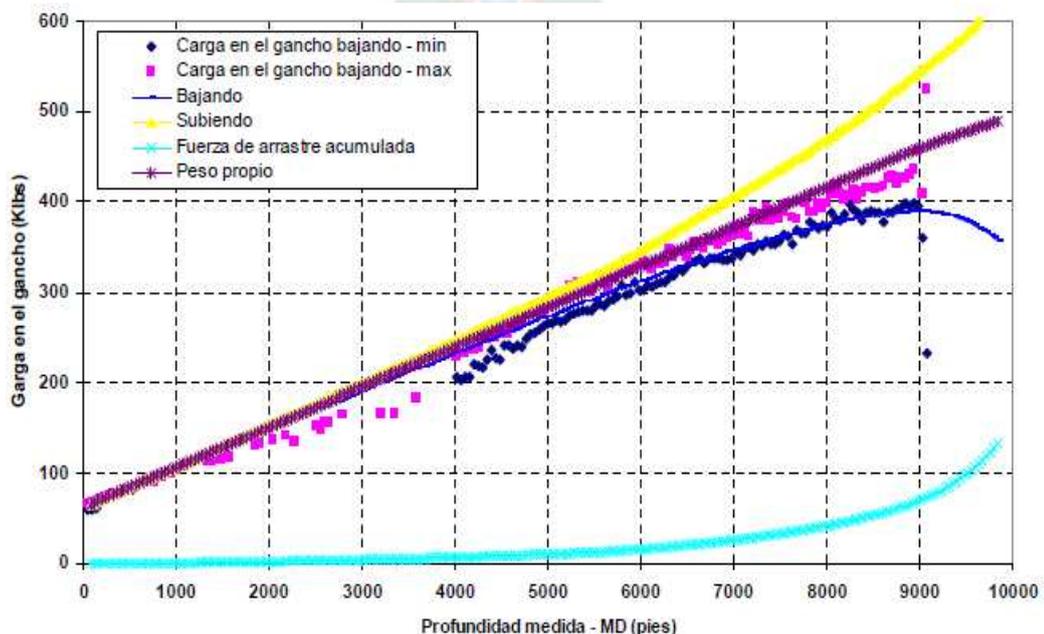
En la figura anterior se puede notar que los resultados de la simulación utilizando 247 elementos se superpone a los resultados obtenidos en la simulación utilizando 495 elementos, lo que lleva a concluir que ambas discretizaciones

generan resultados confiables, o dicho de otra forma que se está en la zona asintótica de la curva de convergencia de malla usualmente utilizada, razón por la cual los resultados siguen siendo muy similares aún al aumentar al doble el número de elementos utilizados.

En la figura 27 se muestra las graficas de peso en el gancho bajando tubería (SOW), peso en el gancho subiendo tubería (PUW), peso en gancho sin torque y arrastre (ROB) y la fuerza de arrastre acumulada a través de la simulación utilizando los datos estimados (247 elementos – corrida 19). Dichos resultados concuerdan con las estimaciones teóricas en las cuales se menciona que la fuerza en el gancho será mayor en operaciones de subida de tubería y será menor en operaciones de bajada de tubería, y por supuesto la fuerza de arrastre acumulada tiene un comportamiento creciente en función de la profundidad medida en el pozo.

Entre los parámetros a estimar en un estudio de torque y arrastre se tiene la fuerza lateral o fuerza de contacto entre la cañería de revestimiento y las paredes del agujero o del revestidor anterior, ya que se recomienda mantener la fuerza lateral en las juntas por debajo de 2000 lb cuando se usa lodo base agua y por debajo de 3000 lb al usar un lodo base aceite, con la finalidad de reducir el desgaste en las juntas de tubería y en los revestidores, y prevenir el agrietamiento por calor (fisuras que se forman en el acero por fatiga térmica – heat checking).

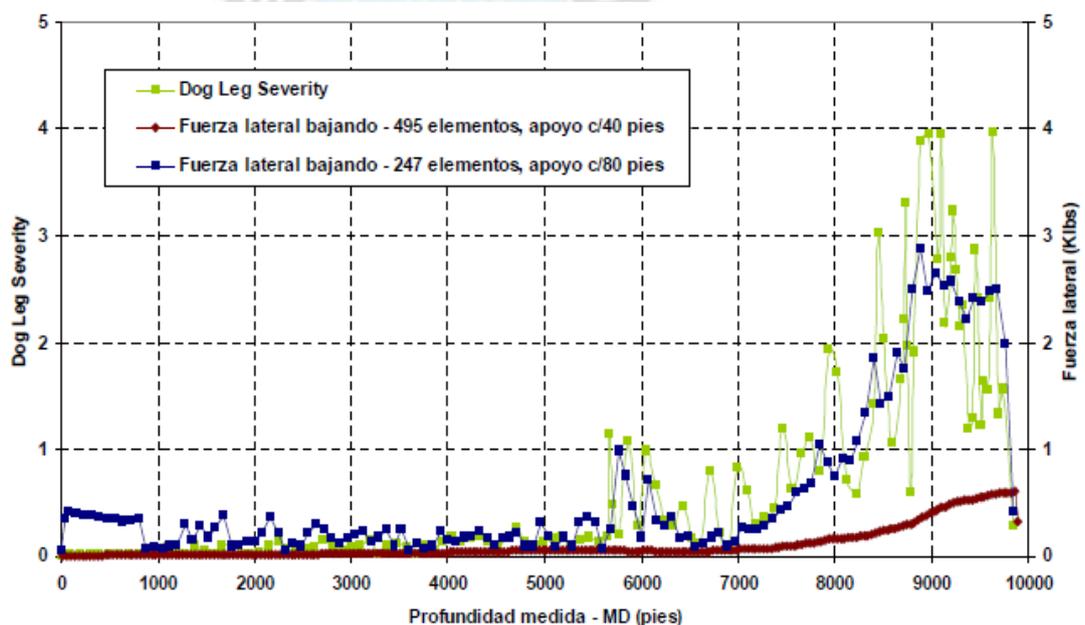
Figura 27. Cargas en el gancho estimadas en bajada y subida de tubería, peso propio y fuerza de arrastre acumulado Pozo-1



Con la finalidad de comparar el desarrollo de la fuerza lateral bajando tubería con la curva de severidad de la pata de perro, y adicionalmente, evaluar la influencia que tiene sobre dicha fuerza el espaciamiento entre centralizadores, en la Figura 28 se muestra las estimaciones de fuerza lateral para las corridas bajando tubería utilizando 247 elementos y colocando apoyos cada 2 elementos (un apoyo cada 80 pies), y utilizando 495 pies y colocando apoyos cada 1 elemento (un apoyo cada 40 pies) contrastándolas con la severidad de la pata de perro (*Dog Leg Severity*) calculado a través de la ecuación que se muestra continuación.

$$DLS = \frac{100}{\Delta MD} \cos^{-1} \left( \frac{\sin I_1 \sin I_2 + \sin A_1 \sin A_2 + \cos A_1 \cos A_2 + \cos I_1 \cos I_2}{\Delta MD} \right) \quad (4.1)$$

Figura 28. Estimaciones de fuerza lateral bajando y severidad de la pata de perro – Pozo 1



Fuente: UiS, (2011)

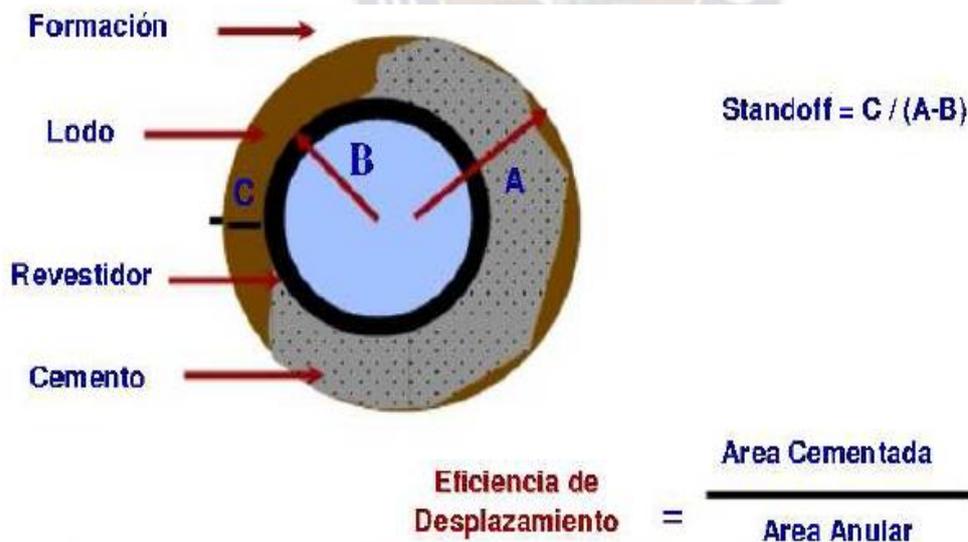
De la figura anterior se puede notar que a medida que aumenta la severidad de la pata de perro, las estimaciones de fuerza lateral también van en incremento, esto se debe a que desvíos acentuados y severos en el pozo pueden incrementar las fuerzas de contacto entre la tubería y las paredes del agujero o del revestidor anterior. También se nota que a medida que aumenta el número de apoyos la

fuerza lateral en cada uno de ellos disminuye, esto se debe a que el peso de las tuberías se distribuye en más puntos.

Un parámetro de gran importancia al momento de bajar los revestidores en un pozo es asegurarse que la tubería quede en el agujero lo más centralizada posible. Para cumplir con este propósito se utilizan los centralizadores. A lo largo de las últimas dos décadas, motivado por el aumento de la demanda mundial de hidrocarburos, se ha incrementado la construcción de pozos altamente inclinados, de alcance extendido, incluyendo pozos horizontales que incorporan la producción a través de revestidores cementados y camisas de producción. En estos casos, la colocación óptima de los centralizadores se logra mediante el equilibrio entre un alto “standoff” y un bajo arrastre.

En la figura 29 se muestra un diagrama que ejemplifica como es el cálculo del “standoff” y como afecta este parámetro en el proceso de cementación.

Figura 29. Definición de standoff y eficiencia de desplazamiento

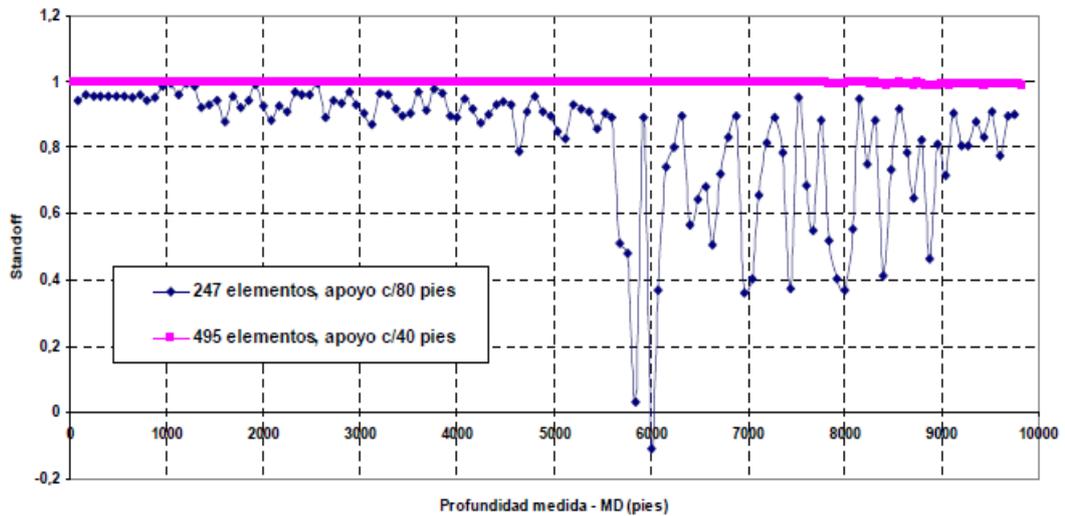


Fuente: Halliburton, (2012)

En la figura 30 se muestra el “standoff” calculado a partir de los desplazamientos transversales calculados en los nodos no apoyados. En dicha figura podemos notar como el uso de centralizadores (rígidos en este caso), puede ayudar a alcanzar

una correcta centralización, como el simple hecho de disminuir la distancia entre centralizadores mejora drásticamente el “standoff”.

Figura 30. Distribución de standoff estimada – Pozo 1



Fuente: UiS, (2011)

También se puede notar en la figura que la disminución importante en el standoff (por debajo de 0,8) ocurre justo en la zona donde tenemos un incremento importante en los valores de Dog Leg Severity, ver figura 28. Vale la pena destacar que la distribución de apoyos (centralizadores rígidos) en el modelo a través de la herramienta desarrollada se realizó de forma uniforme, en otras palabras, los centralizadores están distribuidos uniformemente. En la realidad la distribución de centralizadores debe realizarse tomando en cuenta la distribución de la severidad de la pata de perro calculada por todo el pozo y colocar los centralizadores en las zonas críticas, por ejemplo en la sección vertical del pozo no se van a necesitar tantos centralizadores como en la zona de construcción de ángulo.

#### 4.3.2 RESULTADO Y ANÁLISIS POZO 2

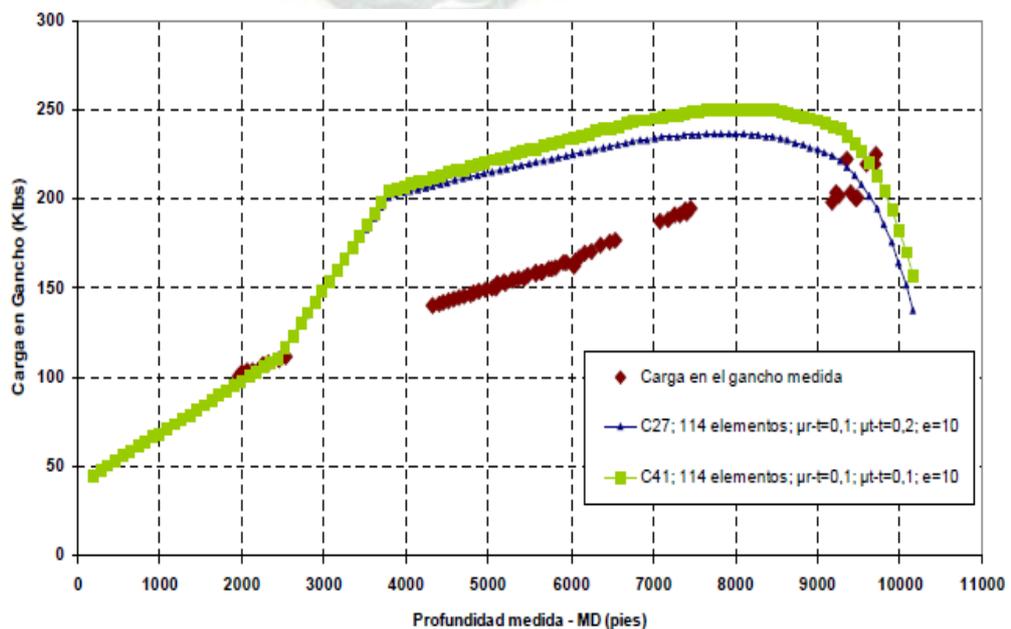
Para el pozo 2, se presenta el caso de la operación de bajada del *liner* o tubería colgada de producción. Dicha operación se realiza utilizando una sarta de perforación (menor peso) para disminuir el efecto del torque y el arrastre, hasta llevar a la tubería de producción a la profundidad estimada donde es colgada del revestidor intermedio y luego recuperada la sarta de perforación. En este pozo no

se puede completar el procedimiento de bajada de la tubería colgada por problemas geo-mecánicos (derrumbe de agujero).

Para la primera discretización se tomaron elementos de 90 pies de longitud, lo que equivale en el modelo a un elemento por cada tres tubos roscados, 86 elementos representando la sarta de perforación y 28 elementos la tubería de producción. Luego se realizó otra discretización tomando elementos de 60 pies de longitud, 128 elementos representando la sarta de perforación y 43 la tubería de producción. Adicionalmente se realizó una tercera discretización tomando un elemento por cada tubo roscado, lo que equivale a 342 elementos, 260 elementos representando la sarta de perforación y 82 elementos representando la tubería de producción.

En la figura 31 se muestra la distribución de carga en gancho medida en el equipo de perforación y las estimaciones calculadas a través del modelo numérico utilizando la primera discretización de 114 elementos (elementos de 90 pies). En dicha figura se puede notar que a partir de 2500 pies existe una dispersión importante entre los valores medidos en campo y los estimados por la herramienta computacional, razón por la cual se puede considerar que la discretización utilizada no es la más indicada.

Figura 31. Resultado de las simulaciones utilizando 114 elementos – Pozo 2

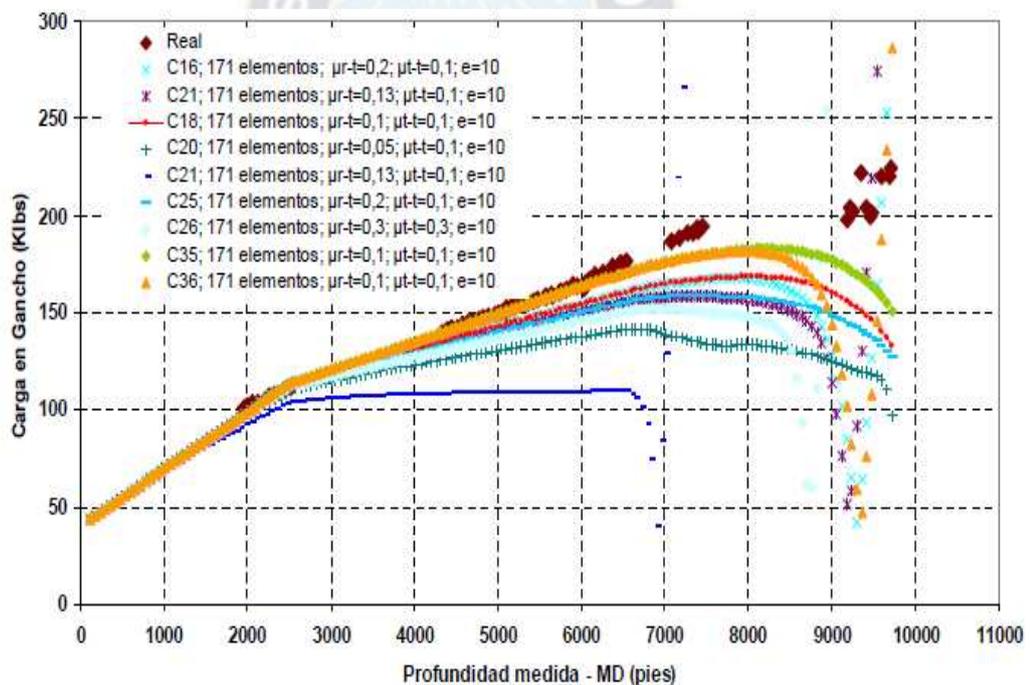


Fuente: UiS, (2011)

Es importante destacar que se realizaron corridas utilizando 114 elementos y los coeficientes de fricción estimados para el pozo 1,  $\mu_{R-T}=0.2$  y un  $\mu_{T-T}=0.1$ , debido a que son pozos cercanos y existe una alta probabilidad de que para ambos pozos dichos factores sean similares, pero en estas corridas no se consiguió la convergencia de los resultados.

En la figura 32 se muestra las corridas realizadas utilizando una discretización de 171 elementos (elementos de 60 pies de longitud), allí se puede observar que la curva que presenta un mejor ajuste con los datos medidos en campo es aquella en la cual se utilizaron coeficientes de roce con valores  $\mu_{R-T}=0.1$  y  $\mu_{T-T}=0.1$ . Siendo el coeficiente de roce entre tubería y roca menor que el estimado para el pozo 1 pero manteniéndose el coeficiente de roce tubo-tubo

Figura 32. Resultados de las simulaciones utilizando 171 elementos – Pozo 2



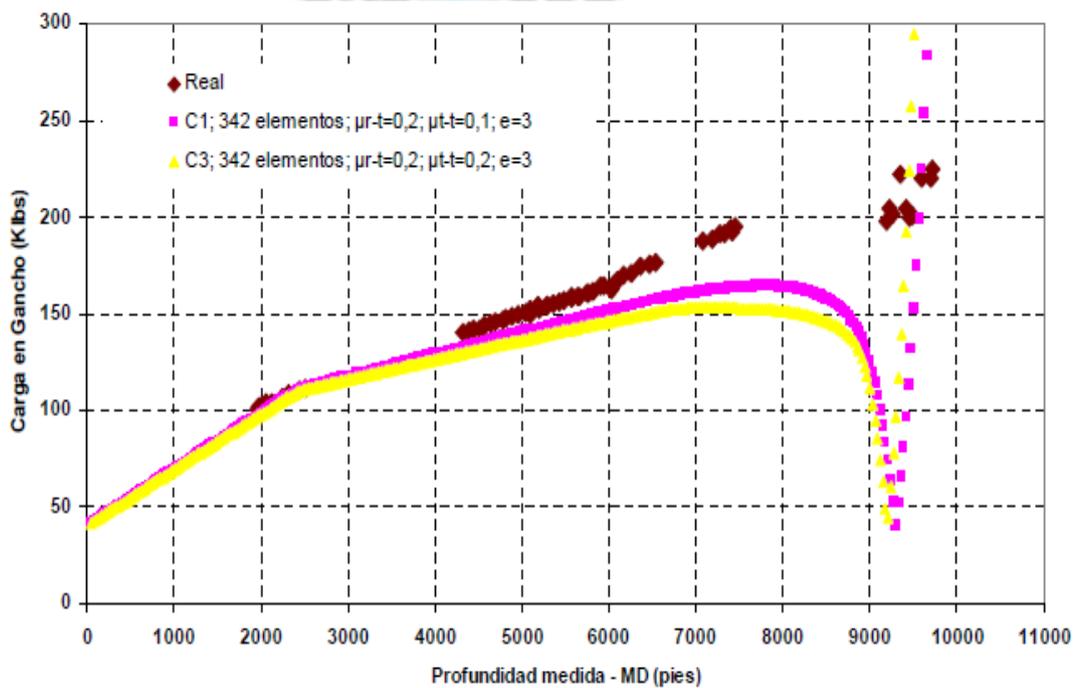
Fuente: UiS, (2011)

En la figura 33 se presentan los resultados para las corridas utilizando elementos de 30 pies de longitud (342 elementos en el modelo) en la cual se puede notar que los resultados obtenidos presentan mucha dispersión con los resultados medidos en campo, en función a esto se deduce que los resultados que presentan

una mayor confiabilidad son aquellos obtenidos en la corrida con 171 elementos  $\mu_{R-T} = 0.1$  y  $\mu_{T-T} = 0.1$  (C35).

En la Figura 34 se muestra la distribución de la severidad de la pata de perro (*Dog Leg Severity*) y la fuerza lateral estimada a partir de la corrida C35. Como era de esperarse la fuerza lateral se incrementa a medida que el valor de Dog Leg Severity se mantiene en valores altos. Lo que significa que el ángulo del pozo va en incremento, y específicamente en este pozo aumenta hasta llegar a una sección horizontal.

Figura 33. Resultados de las simulaciones utilizando 342 elementos – Pozo 2.



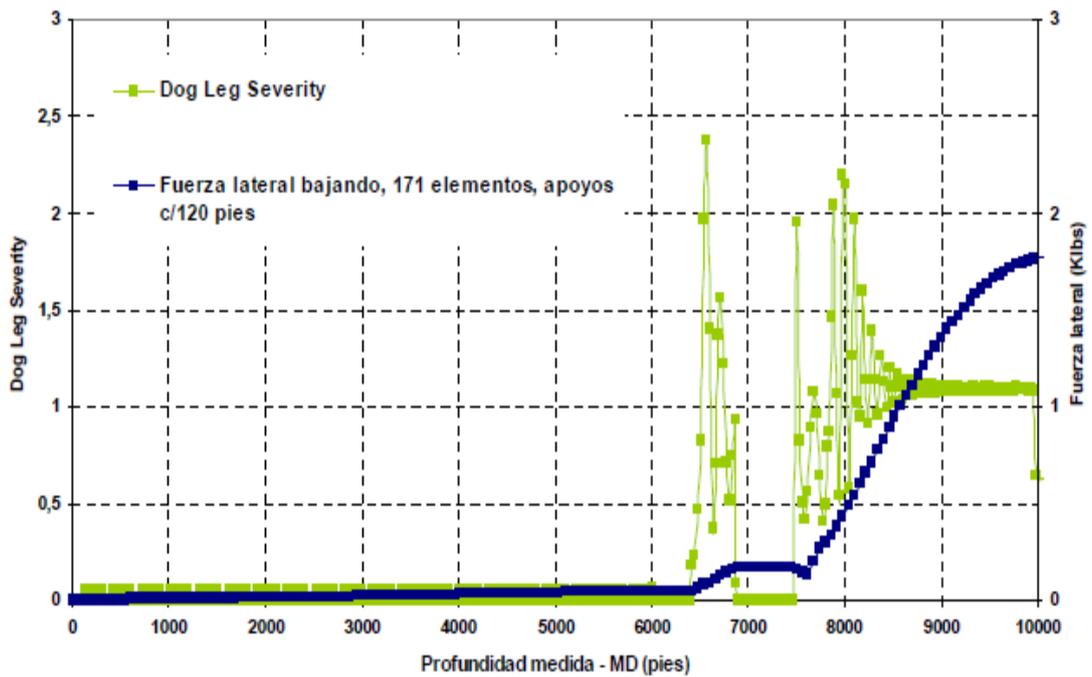
Fuente: UiS, (2011)

Es importante mencionar que la dispersión entre los valores estimados de carga en el gancho y los medidos durante la operación comienza a incrementarse aproximadamente alrededor de los 6000 pies (1829 m) de profundidad, medida en la zona donde comienza la construcción de ángulo en el pozo y como consecuencia altos valores de Dog Leg Severity. Esto pudiera deberse, entre otras cosas, a que no se está tomando en cuenta la rigidez a la flexión de la tubería.

En la figura 35 se presenta los valores de carga en el gancho bajando tubería medidos en operación en comparación con los valores de carga en gancho

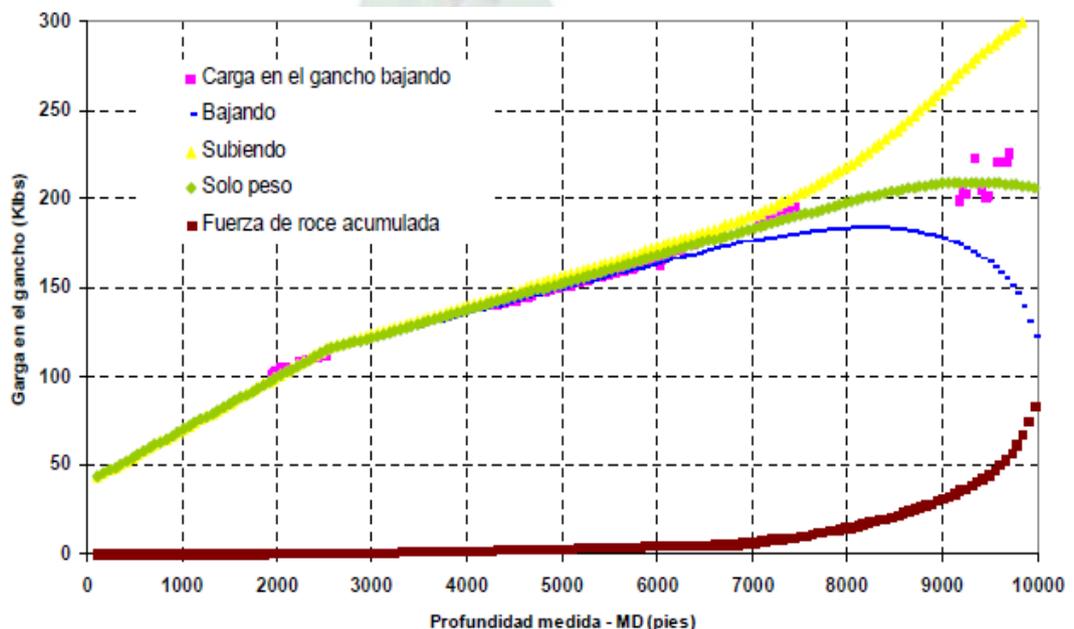
bajando (*SOW*), subiendo (*PUW*) y sólo peso (*ROB*) y la distribución de roce acumulada estimados a partir del modelo numérico desarrollado, todos ellos calculados utilizando valores de coeficientes de roce  $\mu_{R-T}=0.1$  y  $\mu_{T-T}=0.1$  y una discretización de 171 elementos.

Figura 34. Estimaciones de fuerza lateral bajando y severidad de la pata de perro – Pozo 2.



Fuente: UiS, (2011)

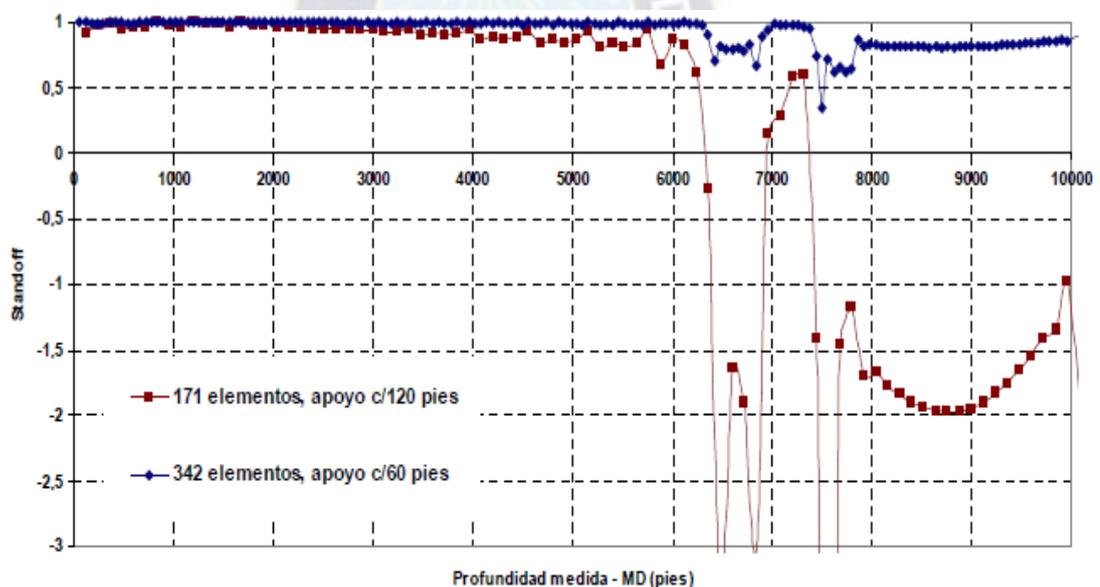
Figura 35. Cargas en el gancho estimadas para operaciones de bajada y subida de tubería, peso propio y fuerza de arrastre acumulada (171 elementos) – Pozo 2.



En la figura 36 se muestra la distribución de standoff estimada a partir del modelo numérico. En dicho gráfico podemos notar la influencia que tiene el uso del número correcto de centralizadores en la correcta colocación de la tubería en el agujero. Vale la pena mencionar que las estimaciones reportan valores de standoff negativos lo que geoméricamente significaría que el tubo se encuentra fuera del agujero, evento que nunca podría suceder. Esto se debe a que en el modelo numérico no se está considerando desplazamientos máximos en los nodos no apoyados, lo que simularía el contacto del tubo con las paredes del pozo.

Nuevamente se puede notar que los valores más bajos de standoff se obtienen en las zonas donde los valores de Dog Leg Severity son significativos.

Figura 36. Distribución de standoff estimada – Pozo 2.



Fuente: UiS, (2011)

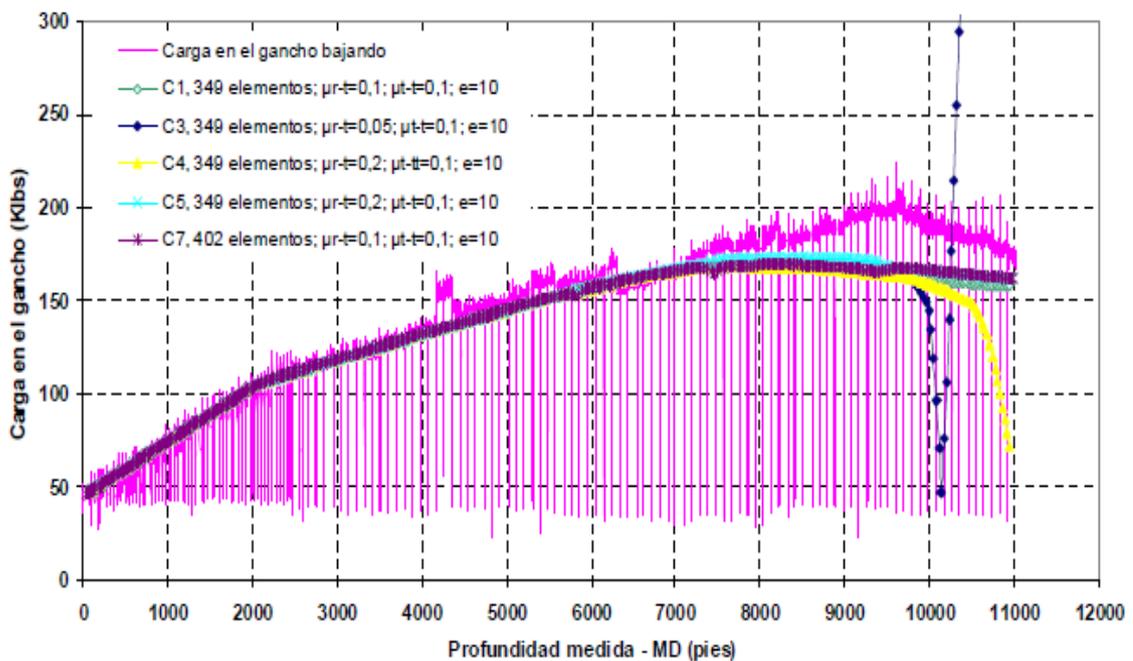
#### 4.3.3 RESULTADO Y ANÁLISIS POZO 3

Para el pozo 3, se presenta también el caso de una operación de bajada de *liner* o tubería colgada de producción, Como se mencionó anteriormente dicha operación se realiza utilizando una sarta de perforación. En este pozo si se pudo completar con éxito la operación de bajada del *liner* a la profundidad programada.

Para la primera discretización se tomaron elementos de 40 pies de longitud y 30 pies de longitud para la sarta de perforación (un elemento por cada tubo roscado), 297 elementos representando la sarta de perforación y 52 elementos la tubería de producción, para un total de 349 elementos en el modelo. Luego se realizó otra discretización tomando elementos de 20 pies de longitud, 105 elementos representando la tubería de producción y elementos de 30 pies de longitud, 297 elementos representando la tubería de producción, para un total de 402 elementos en el modelo.

En la figura 37 las estimaciones de carga en el gancho obtenidas en las diferentes corridas realizadas y con diferentes valores de coeficientes de roce utilizando como base aquellos estimados para los pozos anteriores,  $\mu_{R-T} = 0.2$  ó  $\mu_{R-T} = 0.1$  y  $\mu_{T-T} = 0.1$ .

Figura 37. Estimaciones de carga en el gancho para las diferentes corridas – Pozo 3.



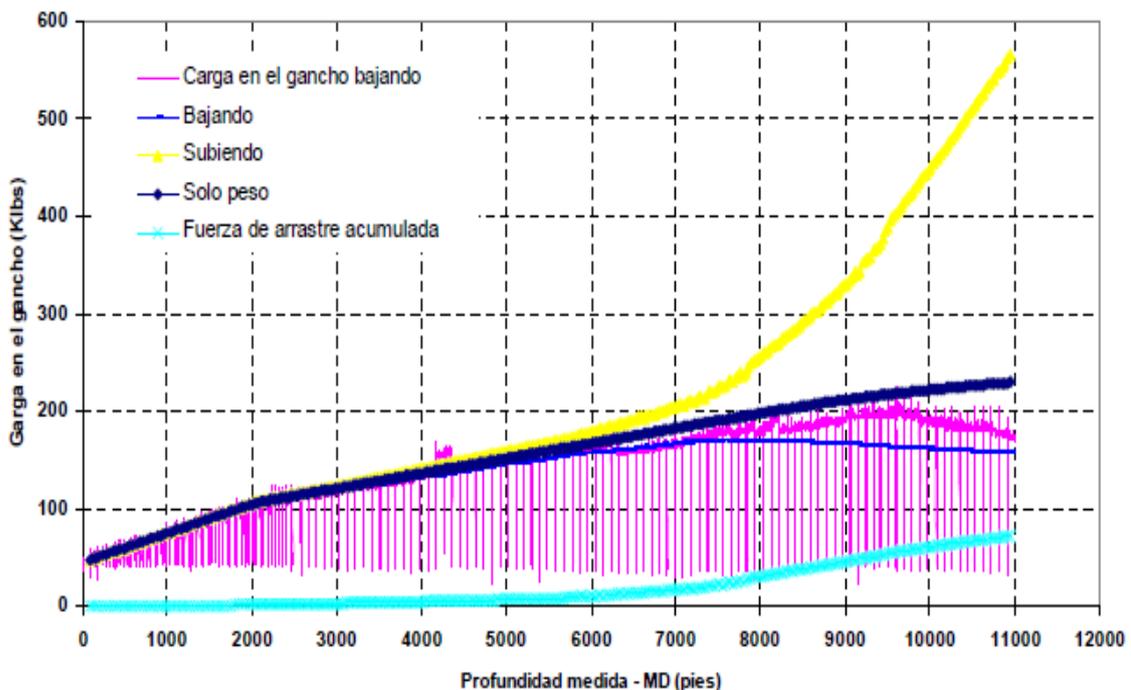
Fuente: UiS, (2011)

Las corridas C1 C3 y C4 se realizaron colocando apoyos en todos los nodos, a diferencia de las corrida C5 y C7 que se realizó colocando un apoyo cada 2 nodos, entiéndase por apoyo a la restricción de movimiento transversal a la dirección de la trayectoria.

Luego de analizar los resultados se pudo notar que las estimaciones mostradas en las curvas C1, C5 Y C7 son las que presentan mejor ajuste con respecto a los resultados obtenidos en campo, razón por la cual podemos inferir que para el modelo numérico desarrollado y en la zona estudiada los valores de coeficiente de fricción en la interface tubo – roca (para los tubulares utilizados en el estudio) se encuentran entre  $\mu_{R-T} = 0.2$  y  $\mu_{R-T} = 0.1$  y para la interface tubo – tubo se tiene el valor  $\mu_{T-T} = 0.1$ .

En la figura 38 se muestran las distribuciones de carga en el gancho subiendo tubería (*PUW*), bajando tubería (*SOW*) y tomando en cuenta solo el peso (*ROB*) en comparación con los valores medidos en operación y la fuerza de arrastre acumulada, utilizando  $\mu_{R-T} = 0.1$  y  $\mu_{T-T} = 0.1$ . En dicha figura se puede notar que al comportamiento que presentan las graficas va acorde lo esperado, donde la carga en el gancho cuando se esta subiendo tubería es mayor a la generada cuando se esta bajando tubería. Esto se debe a que cuando se esta subiendo tubería la fuerza de roce tiene la misma dirección que la componente tangencial del peso sumergido, y debido a esto los dos efectos se suman.

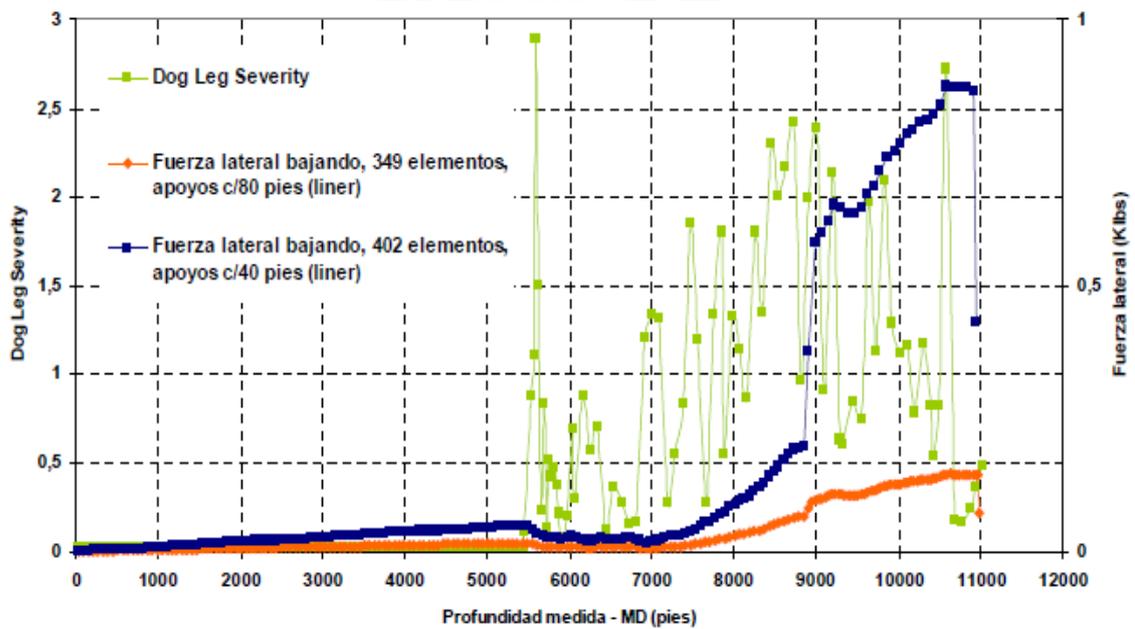
Figura 38. Cargas en el gancho estimadas para operaciones de bajada y subida de tubería, peso propio y fuerza de arrastre acumulada (349 elementos) – Pozo 3.



Fuente: UiS, (2011)

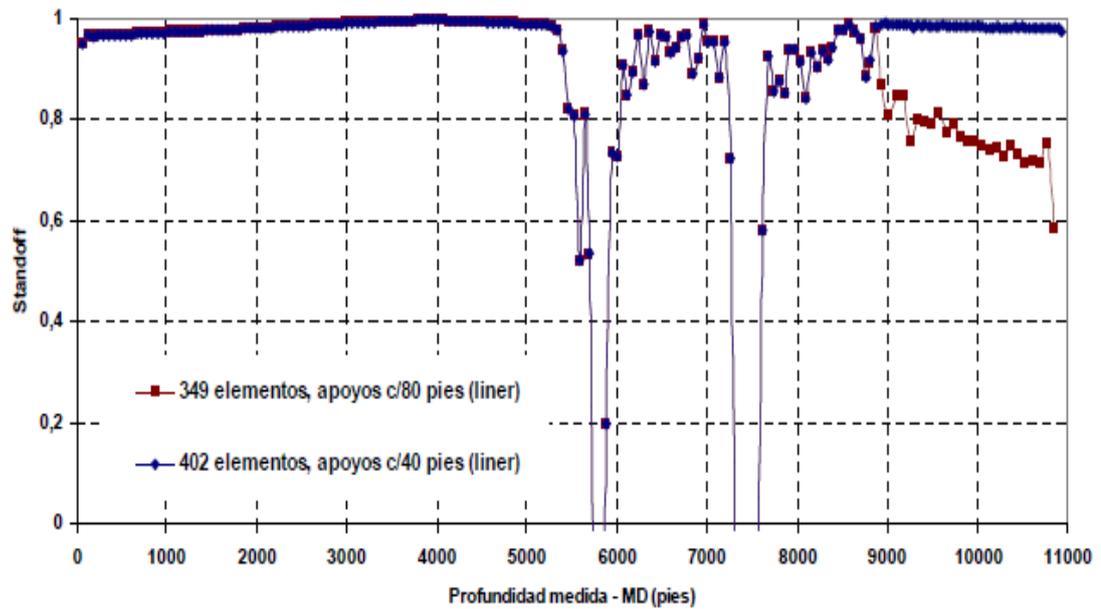
En la figura 39 se muestra la distribución de la severidad de la pata de perro y las fuerzas laterales bajando para diferentes discretizaciones y configuraciones de apoyos (centralizadores rígidos). En dicha grafica se puede notar que el aumento en la magnitud de fuerza lateral viene influenciado entre otras cosas por altos valores de severidad de la pata de perro. Adicionalmente se muestra como el aumento en el número de centralizadores puede disminuir drásticamente los valores de fuerza lateral o fuerza de contacto entre el tubo y la pared del agujero.

Figura 39. Estimaciones de fuerza lateral bajando y severidad de la pata de perro – Pozo 3.



Fuente: UiS, (2011)

Figura 40. Distribución de standoff estimada – Pozo 3.



Fuente: UiS, (2011)

En la figura 40 se muestra la distribución de standoff obtenida para las discretizaciones utilizadas y para diferentes configuraciones de apoyos, en ella se puede notar como mejora la centralización en la zona de la tubería colgada de producción al aumentar el número de centralizadores (apoyos).

## CAPITULO 5

### CONCLUSIONES

---

En este trabajo se desarrolló una metodología alternativa a las tradicionalmente usadas en la industria petrolera para modelar la respuesta mecánica de las tuberías de completación de pozos, a las fuerzas de contacto tubo-roca y tubo-tubo generadas durante la colocación de dichos elementos en el agujero a las profundidades programadas, fenómeno denominado como torque y arrastre. El método propuesto se basa en el método de elementos finitos y básicamente consiste en:

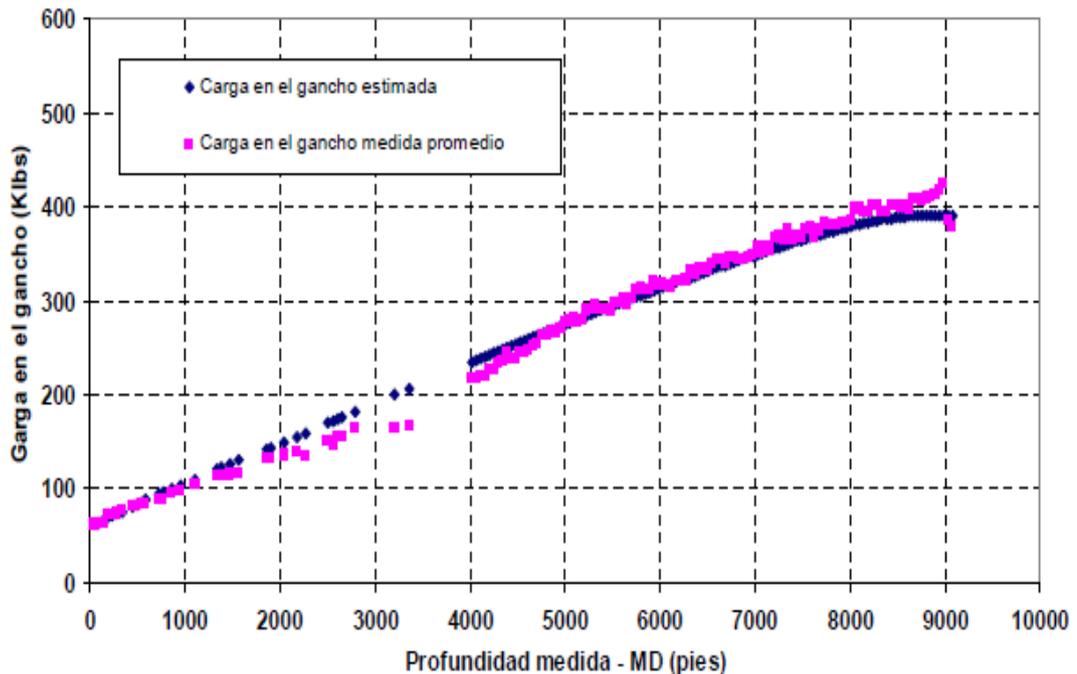
1. Calculo de la trayectoria continua del pozo, a partir de mediciones de inclinación, azimut y profundidad, utilizando “spline” cúbico.
2. Discretizar el sistema de tuberías a través del método de los elementos finitos (MEF) utilizando sistemas de coordenadas curvilíneas.
3. Determinar, a través de un procedimiento iterativo el torque y el arrastre generado en cada punto de contacto tubo- roca y tubo- tubo para determinar su efecto acumulativo reflejado en el equipo de perforación.

Los principales aportes que se obtuvieron de esta investigación sobre el modelado numérico del fenómeno de torque y arrastre por el método del elemento finito se resumen a continuación:

- A partir de los resultados obtenidos para el pozo 1 se puede concluir que el mejor ajuste entre los valores de carga en el gancho estimados numéricamente y los medidos en campo se obtiene utilizando valores de coeficientes de roce tubo-tubo de 0,1 y tubo-roca de 0.2, definiendo un error porcentual máximo en el proceso iterativo de 3%. El error medio absoluto (EMA) calculado al comparar ambas curvas (figura 41) fue de 8,70Klb, con una desviación estándar de 7,57Klb, lo que representa un buen ajuste entre ambos grupos de datos, considerando que dichos valores de carga llegan a estar por encima de 400Klb. En dicha corrida se utilizó una discretización equivalente a un elemento por cada tubo roscado

(247 elementos). Para realizar dichos cálculos se tomaron en cuenta solo aquellos puntos que presentaban valores en ambos grupos correspondientes a la misma profundidad, dichos valores se muestran en la siguiente figura.

Figura 41. Comparación carga en el gancho estimado versus medida – Pozo 1

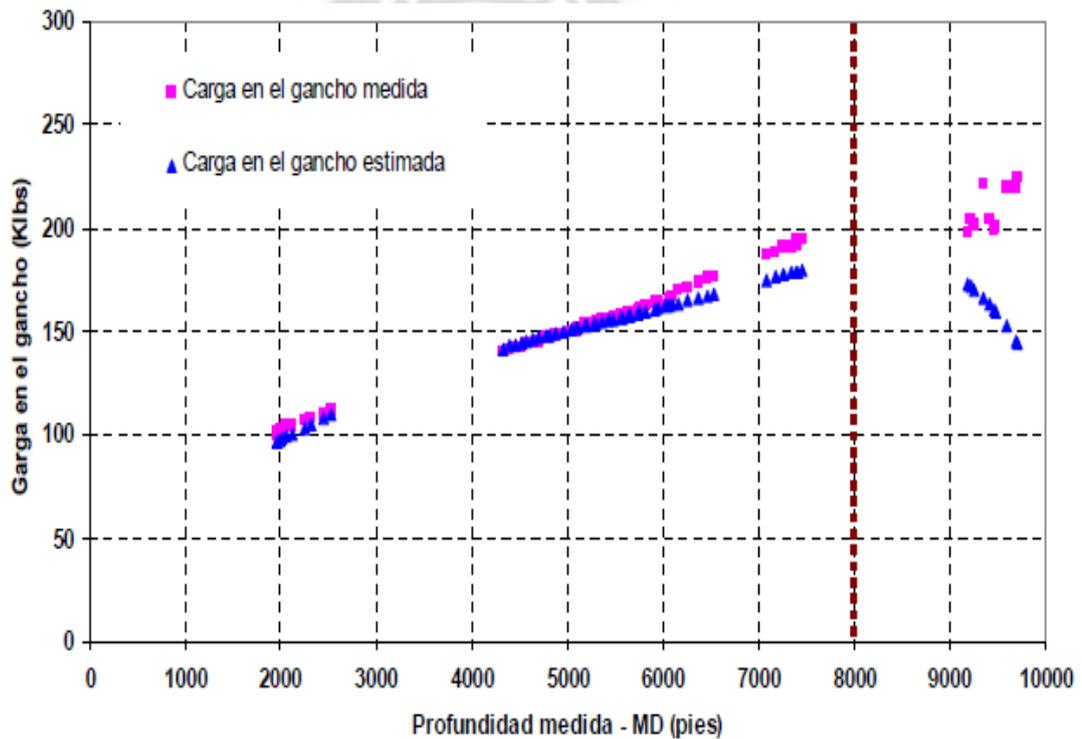


Fuente: UiS, (2011)

- Igualmente, de los resultados obtenidos para el pozo 2 se puede concluir que el mejor ajuste entre los valores de carga y el gancho estimados numéricamente y los medidos en el campo se obtuvo a partir de valores de coeficientes de roce tubo-tubo de 0,1 y tubo-roca de 0.1, tomando un error porcentual máximo en el proceso iterativo de 10%. Debido a la diferencia de comportamiento relativo de los datos a diferentes profundidades, para el cálculo del error se debieron establecer zonas o rangos de estudio. Para la primera zona, hasta 8000 pies de profundidad medida, el error medio absoluto ( $EMA_1$ ) calculado al comparar ambas curvas (valores estimados vs. Valores medidos – Figura 42) fue de 3,78Klb, con una desviación estándar de 4,23Klb, lo que representa un buen ajuste entre ambos grupos de datos, tomando en cuenta que dichos valores de carga llegan a estar por encima de 180Klb. En la segunda zona, de 8000 pies de profundidad

medida hasta el final del pozo, el error medio absoluto ( $EMA_2$ ) calculado al comparar ambas curvas fue de 48,83Klb, con una desviación estándar de 19,68Klb, evidenciándose en esta zona mayor dispersión entre ambos grupos de datos. En dicha corrida se utilizó una discretización equivalente a un elemento por cada dos tubos roscados (171 elementos). Para realizar dichos cálculos se tomaron en cuenta solo aquellos puntos que presentaban valores en ambos grupos correspondientes a la misma profundidad, dichos valores se muestran en la Figura 42.

Figura 42. Comparación carga en el gancho estimado versus medida – Pozo 2.

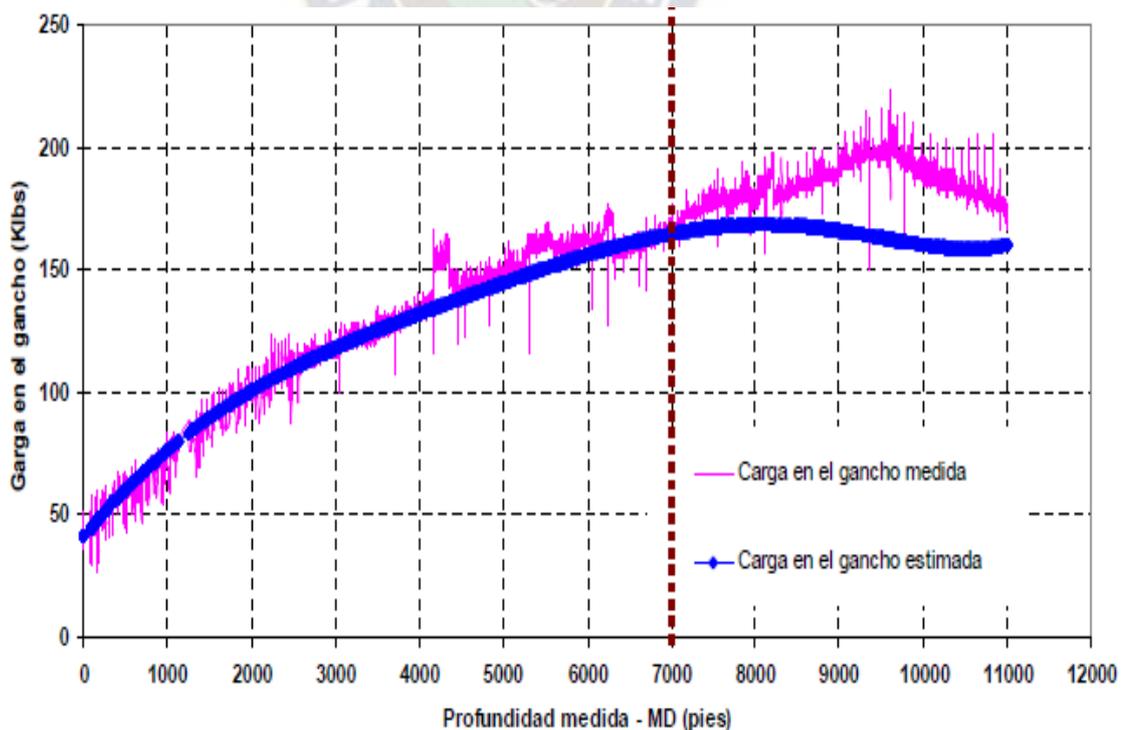


Fuente: UiS, (2011)

- De igual forma, en función de los resultados obtenidos para el pozo 3 se puede concluir que el mejor ajuste entre los valores de carga en el gancho estimados numéricamente y los medidos en campo se obtuvieron a partir de valores de coeficientes de roce tubo-tubo de 0,1 y tubo-roca de 0,1, definiendo un error porcentual máximo en el proceso iterativo de 10%. Debido a la diferencia de comportamiento relativo de los datos a diferentes profundidades, para el cálculo del error se debieron establecer zonas o

rangos de estudio. Para la primera zona, hasta 7000 pies de profundidad medida, el error medio absoluto ( $EMA_1$ ) calculado al comparar ambas curvas (valores estimados vs. valores medidos - Figura 43) fue de 3,96Klb, con una desviación estándar de 3.92Klb, lo que representa un buen ajuste entre ambos grupos de datos, tomando en cuenta que dichos valores de carga llegan a estar por encima de 160Klb. En la segunda zona, de 7000 pies de profundidad medida hasta el final del pozo, el error medio absoluto ( $EMA_2$ ) calculado al comparar ambas curvas fue de 20,07Klb, con una desviación estándar de 10,09Klb, evidenciándose en esta zona mayor dispersión entre ambos grupos de datos. En dicha corrida se utilizó una discretización equivalente a un elemento por cada tubo roscado (349 elementos). Para realizar dichos cálculos se tomaron en cuenta solo aquellos puntos que representaban valores en ambos grupos correspondientes a la misma profundidad, dichos valores se muestran en siguiente figura.

Figura 43. Comparación carga en el gancho estimados versus medida – Pozo 3.



Fuente: UiS, (2011)

- En forma general se puede concluir que la dispersión entre los valores de carga en el gancho estimados y los medidos en campo se incrementa en la medida que tenemos altos valores de severidad de la pata de perro (Dog Leg Severity), entre otras posibles causas. En los pozos 2 y 3 se presentaron incrementos en el error medio absoluto a partir de 8000 y 7000 pies de profundidad medida respectivamente, profundidades en las cuales se puede notar que los valores de severidad de la pata de perro surgieron incrementos importantes hasta llegar a estar por encima de 1.5 (ver Figuras 34 y 39).
- Por otro lado, la estimaciones de fuerza lateral bajando, para los tres pozos, presentaron un comportamiento acorde a los esperado, a mayor severidad de la pata de perro mayor será la fuerza de contacto entre el tubo las paredes del agujero, esto se debe a las resistencia a la flexión ejercida por la tubería.
- Adicionalmente, a partir de las estimaciones de fuerza lateral se puede concluir que la misma se puede ver disminuida con el simple hecho de aumentar los puntos de contacto entre el tubo y las paredes del agujero, uso de mayor número de centralizadores. Esto se debe a que el peso sumergido del conjunto de tuberías o revestidores se ve distribuido en un mayor número de puntos.

## CAPITULO 6

### INVESTIGACIONES FUTURAS

---

El modelo numérico desarrollado en este trabajo demostró ser conveniente para el estudio del fenómeno de torque y arrastre presente en actividades de completación de pozos. Sin embargo, existen algunas consideraciones que aun no han sido tomadas en cuenta y que deberían ser temas de futuro desarrollos en el área, tomando como inicio lo realizado en este trabajo.

Con base a los análisis realizados y los resultados obtenidos en este trabajo, se ofrecen las siguientes recomendaciones:

- Tomando como base el modelo numérico generado en este trabajo y con intención de mejorarlo, se sugiere orientar esfuerzos en diversas líneas de investigación asociadas al fenómeno de torque y arrastre que no fueron consideradas, como lo son:
  - El estudio del fenómeno de contacto presente entre la tubería y las paredes del agujero y el desarrollo de un procedimiento de cálculo que permita estimar los dichos puntos de contacto.
  - Considerar la condición geométrica inicial de los tubulares como totalmente recta.
  - Considerar centralizadores flexibles.
    - Se recomienda realizar un estudio de convergencia que permita optimizar y detectar puntos críticos en el proceso iterativo a través del cual se estima las fuerzas de roce en el modelo propuesto.
    - Se sugiere continuar con el proceso de prueba y ajustes, en el cual se tome en cuenta una mayor cantidad de pozos de diferentes configuraciones que permita evaluar el desempeño de la herramienta de evaluación y detectar cualquier detalle que necesite de ajustes.

## BIBLIOGRAFIA

1. Aadnoy, B. Modern well design, Gulf Publishing Company, 2010.
2. Aadnoy, B. Theory and application of a new generalized Model for torque and drag. IADC/SPE Jakarta, Indonesia, 2008.
3. Bourgoyne, A., Millheim K., Chenevert, M. y Young F, Applied drilling engineering. Society of petroleum engineering, 1997.
4. Economides, M., Watters, L. y Dunn-Norman, S. Petroleum Well Construction. John Wiley & Sons. Inglaterra, 1998.
5. Fjaer E., Holt R., Horsrud P., Raaen A., Risnes R., Petroleum related rock mechanics. Editor Elsevier, Amsterdam, Netherlands. 1996.
6. Liu GR., Quek S.S. The finite element method a practical course. Ediciones Butterworth Heinemann, London, England. 2003.
7. Lopez A. Finite element modeling of the stability of single wellbores and multilateral junctions. Texas, USA. May, 2003.
8. Mims, M. y Krepp, T. Drilling design and implementations for extended reach and complex wells. K&M Technology Group, LLC. USA, 2003.
9. Mitchell, R. y Samuel, R. How good is the torque-drag model. SPE/IADC Drilling Conference. Holanda, 2007.
10. Pres, W., Teukolsky, S., Vetterling, W. y Flannery, B. Numerical recipes in C. Cambridge University Press. USA, 2002.
11. Rabia, H. Oilwell drilling engineering, principles and practice. Graham and Trotman Oxfors – UK, 1985.
12. Robert, F. Mitchell y Stefan, Z. Miska. Fundamentals of Drilling Engineering. SPE Textbooks Series, Vol. 12, 2011.
13. Saad M. "Elasticity: Theory, Applications, and Numerics". Editorial ELSEVIER, U.S.A. 2005.
14. Salas J. G. "Drilling Optimization Using Drilling Simulator Software". Tezas, U.S.A. May, 2004.
15. Timoshenko S., Goddier J.N. "Theory of Elasticity". Editorial McGraw Hill, New York U.S.A. 1951.
16. Videla L., Baloa T., Griffiths D., Cerrolaza M. "Exact Integration of the Stiffness Matrix of an 8-Node Plane Elastic Finite Element by Symbolic

Computation". Inc. Number Methods partial Differential Eq. 24: 249-261, 2008.

17. Weaver W., Johnston P. "Finite Elements for Structural Analysis", Prentice-Hall, Inc. U.S.A. 1984.
18. Wu, J y Juvkam-Wold, H. Drag and torque calculations in horizontal and extended reach Wells, Presented at the Energy-Sources Technology Conference and Exhibition. U.S.A. 1991.
19. Zienkiewicz O.C., Taylor R.L. "The Finite Element Method: Volume 1: The Basis" Editorial Butterworth-Heinemann. London, England. 2000.