

MODELADO NUMÉRICO DEL FENÓMENO DE TORQUE Y ARRASTRE EN TUBERÍAS DE COMPLETACIÓN DE POZOS DE PETRÓLEO Y GAS

Geralf Pineda^a, Manuel J. Martínez^b, Vicente L. Ciccola^a y Zamaira E. Chacón^a.

^aGerencia de Construcción y Mantenimiento de Pozos, PDVSA Intevep, sector El Tambor, Los Teques
– Edo. Miranda, Venezuela, pinedags@pdvsa.com, <http://www.pdvsa.com/>

^bComisión de Estudios de Postgrado – Facultad de Ingeniería, Universidad Central de Venezuela,
Los Chaguaramos – Caracas, Venezuela, mjmartinezster@gmail.com, <http://mpostgweb.ing.ucv.ve/>

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

Resumen. Torque y arrastre son parámetros críticos en perforación direccional, especialmente en pozos horizontales y de alcance extendido. Las limitaciones generadas por el fenómeno de torque y arrastre en dichos pozos son encontradas usualmente durante las fases de perforación y completación. Los trabajos de completación son incluidos en el diseño base del pozo como consecuencia de que han existido numerosos casos en donde el pozo ha sido satisfactoriamente perforado pero no ha podido ser completado debido a fallas en el diseño o limitaciones en el taladro.

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 estos 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. Experiencia de campo indica 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, puede ser usado como base iniciar estudios numéricos en diferentes áreas como lo son pandeo, vibraciones, análisis de esfuerzos, diseño del ensamble de fondo de 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.

1 INTRODUCCIÓN

La creciente demanda de hidrocarburos a nivel mundial ha llevado a la industria petrolera al desarrollo e implantación de avances tecnológicos en los diferentes eslabones que la integran, así como a la adaptación e innovación de las metodologías y herramientas existentes, con el objetivo de incrementar su rendimiento, productividad y, al mismo tiempo, obtener productos petrolíferos de calidad que satisfagan su demanda de manera sustentable, eficiente, confiable y oportuna.

Dentro de los eslabones que integran la industria petrolera se encuentran la exploración y producción de petróleo y gas natural, siendo la fase de construcción y producción de pozos una parte esencial de este campo. Esta fase tiene como finalidad comunicar el petróleo y/o gas que se encuentran en el subsuelo con los equipos de superficie para su procesamiento y comercialización. Desafortunadamente, el proceso de construcción y producción de un pozo no es una tarea sencilla.

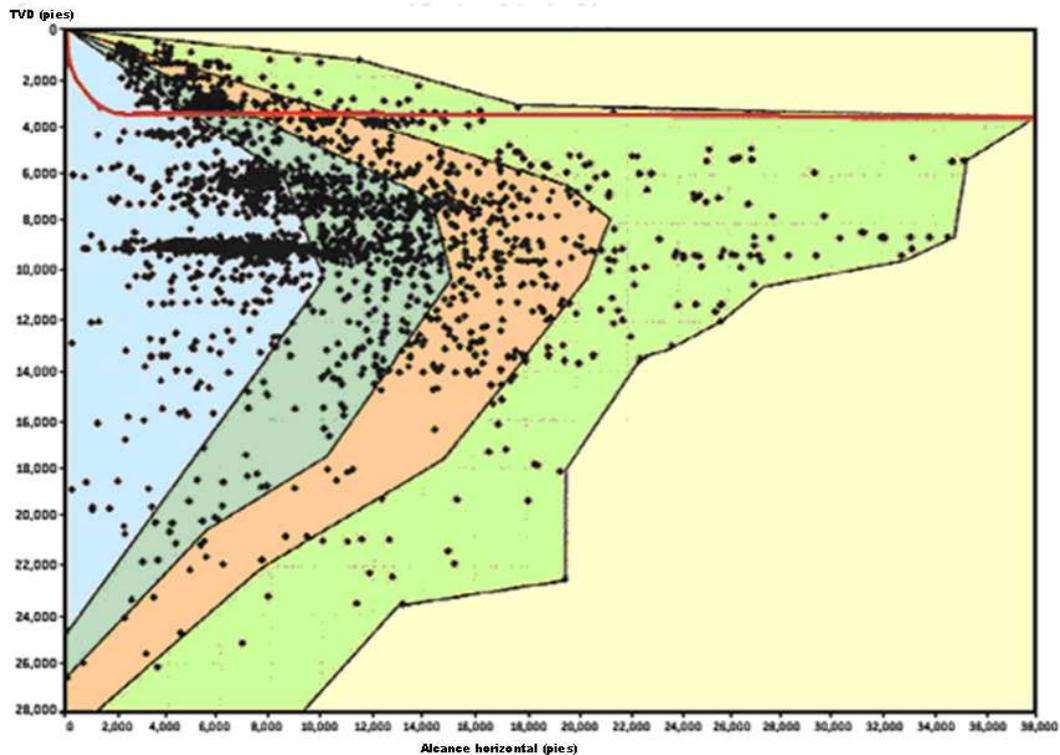
La tecnología en perforación ha avanzado rápidamente en los últimos 10 años. Tal y como se muestra en la Figura 1, la barrera de los 30.000 pies de alcance ha sido superada varias veces y diferentes operadoras están activamente planificando pozos entre 36.000 y 49.000 pies (Ghiselin, 2009).

Desde que secciones de hoyos horizontales están siendo perforadas en longitudes que exceden los 20.000 pies de alcance, la ubicación de las herramientas de perforación y tuberías de completación a las profundidades planificadas podría no ser posible bajo un plan de perforación propuesto.

Durante los primeros años de construcción de pozos horizontales, el peso en el gancho usualmente era suficiente para empujar la tubería de completación hasta la profundidad total planificada. Con el inicio de la perforación de longitudes extremas adquiere importancia el modelado anticipado del plan de completación del pozo con la finalidad de determinar 1) si la tubería de completación puede soportar las deformaciones (tensión, compresión y torque) de instalación, y 2) si se tiene suficiente peso sobre el gancho para poder posicionar la tubería de completación a la profundidad total planificada.

Cuando se consideran desarrollos costa afuera, de acuerdo a ODS-Petrodata Consulting & Research (<http://www.ods-petrodata.com>), en los últimos 3 años los costos de perforación han superado ocasionalmente la barrera de 1.000.000 US\$ diarios (unidad semisumergible). Debido al aumento de los costos y los riesgos en estos escenarios, la capacidad de evaluar con precisión los diversos esfuerzos a los cuales va a estar sometida la tubería de completación durante su instalación pasa a ser una tarea fundamental para el éxito del pozo.

Para calcular las fuerzas aplicadas sobre la tubería de completación se requiere el uso de un amplio rango de parámetros del pozo y herramientas computacionales especializadas que permitan la predicción de cargas y esfuerzos que puede soportar la tubería de completación de forma segura durante su instalación. Si el proceso de modelado indica que la tubería de completación no soporta los esfuerzos de instalación sin 1) fallar por cargas de tensión, 2) pandear por cargas de compresión, o 3) fallar por torque rotacional, se debe diseñar otro plan de perforación o emplear otro tipo de recursos.



Fuente: (Ghiselin, 2009)

Figura 1: Dimensiones de los pozos de alcance extendido en los últimos años

2 ANTECEDENTES

El análisis de las fuerzas presentes durante el proceso de perforación e instalación de tuberías de completación de pozos es una tarea imprescindible durante el diseño de la perforación de un pozo de alcance extendido, y el mismo se ha venido realizando durante los últimos 30 años haciendo uso de diferentes modelos analíticos presentados en la literatura. El método más comúnmente usado para este tipo de tareas es el modelo de torque y arrastre desarrollado originalmente por Dawson y Lane (Johancsik, 1983) y planteado en ecuaciones diferenciales por Sheppard (1987). Debido a la simplicidad y a la disponibilidad general de este modelo, ha sido usado extensivamente para la planificación y durante las operaciones en el campo.

En términos más básicos, un modelo de sarta debe determinar la trayectoria de un tubo elástico confinado dentro de un hoyo. El tubo elástico puede establecer contacto con el hoyo en numerosos lugares en forma de un punto de contacto o contacto continuo, y el punto de contacto debe ser determinado por el proceso de cálculo. Además, las no-linealidades geométricas asociadas con la trayectoria del hoyo usualmente violan las consideraciones básicas usadas en el desarrollo de las ecuaciones propuestas en la bibliografía especializada, por lo cual se deben usar relaciones elásticas más generales (e.g. Love (1944) y Nordgrem (1974)). Una de las formulaciones más conocidas es la desarrollada por Walker y Friedman (1977). Una publicación que a menudo se pasa por alto, es el trabajo de Ho (1986). Ho siguió este trabajo con una simplificación para

modelos de tubería flexible (Ho, 1988). Ho también usó un sistema de coordenadas curvilíneas basadas en las ecuaciones de Serret-Frenet para una curva en el espacio.

El modelo de torque y arrastre resuelve el problema de contacto con el hoyo pero suponiendo que la trayectoria de la sarta es la misma que la trayectoria del pozo. Además el contacto se supone continuo. Esta trayectoria está ciertamente dentro de una tolerancia de centímetros de la trayectoria de la sarta actual. Desafortunadamente, el modelo de cálculo de trayectoria más comúnmente usado (mínima curvatura) implica que los momentos flectores no son continuos en las estaciones de medición. La solución a este problema es suponer que la sarta es una viga con una simple fuerza, y la misma se asume tangente a la trayectoria del pozo. Debido a que la rigidez a la flexión es despreciada, el modelo de torque y arrastre es usualmente denominado como cable, cadena o tubería flexible. Note que esta consideración no es necesaria si se usa un modelo para determinar la trayectoria del pozo suficientemente lisa.

3 TORQUE Y ARRASTRE – FORMULACIÓN TEÓRICA

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 hoyo sin contacto con las paredes, y no se generan fuerzas además de las de 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 hoyo. Dichas fuerzas generalmente 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 2.

3.1 Torque

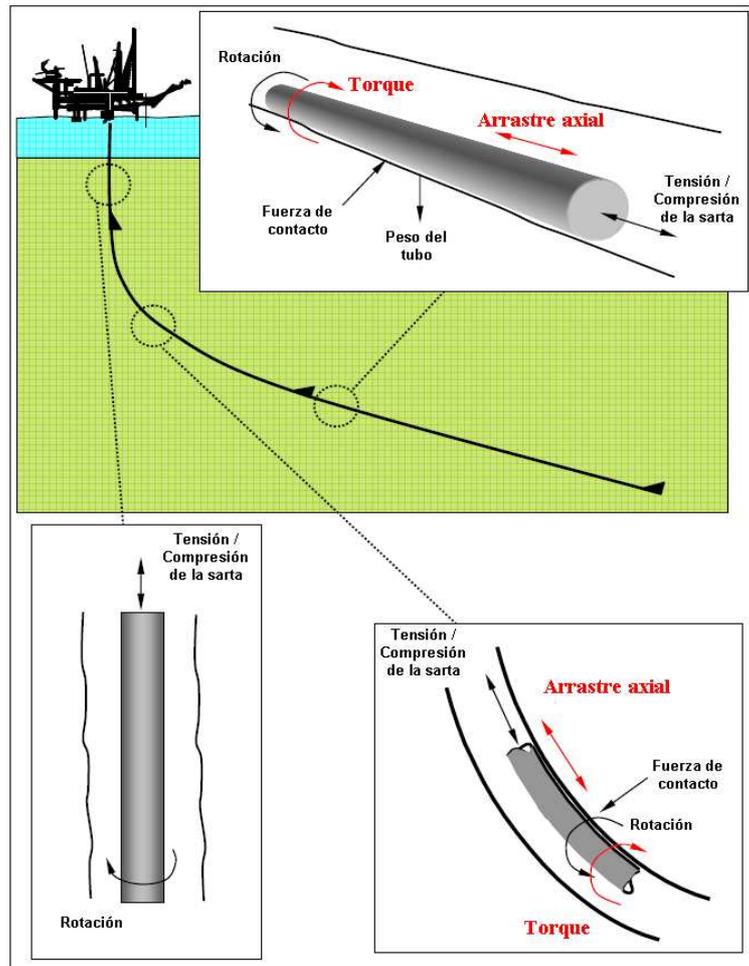
El torque es una carga rotacional generada por diferentes fuentes dentro del hoyo: torque friccional, torque mecánico y torque en la mecha.. El torque friccional es una carga generada debido a las fuerzas de contacto entre la sarta de perforación o revestidor y el revestidor de la sección anterior o el hoyo abierto.

El torque mecánico es generado por la interacción de la sarta de perforación (*drillstring*) y el ensamble de fondo de pozo (*BHA – Bottom Hole Assembly*) con los ripios de la formación (derrumbes del hoyo o hinchamientos), formaciones inestables o pega diferencial (*differential sticking*).

El torque en la mecha es un resultado directo de la interacción entre la mecha y las formaciones que están siendo perforadas..

3.2 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 está siendo movida.



Fuente: (Mims, 2003)

Figura 2: Fuerzas sobre la tubería en un pozo desviado

3.3 Modelos analíticos para el cálculo del torque y arrastre

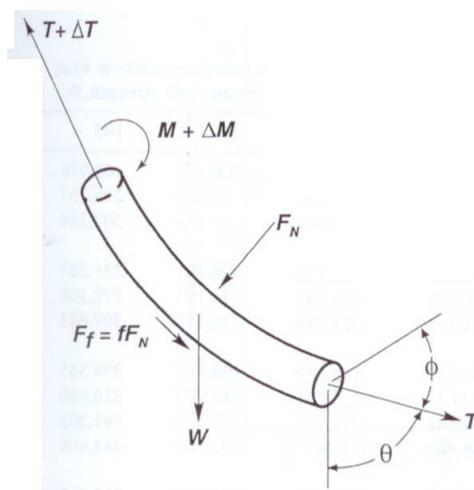
Modelos de torque y arrastre consideran la trayectoria del pozo, la configuración de sarta de perforación, patas de perro, factores de fricción y profundidad de los revestidores para predecir las fuerzas de arrastre y el torque en un pozo. El modelado del torque y arrastre es usado para varios propósitos, incluyendo:

- Evaluación y optimización 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 los revestidores.
- 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 taladro de perforación.

Modelo simplificado de Johancsik (1983)

El modelo de torque y arrastre más comúnmente usado esta basado en un modelo de tubería flexible (soft-string) desarrollado por Johancsik et al. (1983). La sarta de perforación es modelada como una tubería o cable 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: 1) el peso de la tubería sumergida en el lodo de perforación, y 2) la fuerza de reacción lateral resultante de la tensión de la sarta a través de secciones curvas del hoyo. En la Figura 3 se muestra un elemento simplificado de la sarta con las fuerzas axiales y normales actuando sobre el.



Fuente: (Economides et al., 1998)

Figura 3. Elemento de sarta para el modelo de torque y arrastre con tubería flexible (soft string)

Las ecuaciones de esas fuerzas son:

$$F_N = \frac{\Delta MD}{2} \left[(T \Delta \phi \text{sen} \theta_{\text{avg}})^2 + (T \Delta \phi + W \text{sen} \theta_{\text{avg}})^2 \right]^{1/2} \quad (1)$$

$$\Delta T = W \cos \theta_{\text{avg}} \pm f F_N \quad (2)$$

$$\Delta M = f F_N R \quad (3)$$

$$F_F = f F_N \quad (4)$$

Donde F_N es la fuerza normal neta, T es la tensión axial en la parte baja del elemento mas cercano a la mecha, 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 mas cercano a la mecha, θ es el ángulo de inclinación en la parte baja del elemento y θ_{avg} es el promedio de la inclinación sobre el elemento, ϕ 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 esos valores a través de la longitud del elemento.

En la Ecuación 4, el producto fF_N puede ser positivo o negativo, dependiendo de si la sarta está avanzando dentro del hoyo o esta subiendo hacia fuera del hoyo.

Modelo generalizado de torque y arrastre (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 hoyo. En la Figura 4 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 un sección cóncava hacia abajo (tumbando ángulo), el tercer y cuarto cuadrante muestra la sarta de perforación en operaciones de subida y bajada respectivamente en un sección cóncava hacia arriba (construyendo ángulo).

Para las ecuaciones usadas en este modelo definimos lo siguientes:

- F_1 = Fuerza al final de la sección curva (en sentido horario)
- F_2 = Fuerza al principio de la sección curva (en sentido horario)
- α_1 = Ángulo formado desde la horizontal (eje x) hasta la parte final de la sección curva (en sentido horario)
- α_2 = Ángulo formado desde la horizontal (eje x) hasta la parte inicial de la sección curva (en sentido horario)
- μ = coeficiente de fricción entre la tubería y el hoyo
- w = peso de la tubería por unidad de longitud, incluyendo la flotación

El arrastre en secciones curvas está dado por:

$$F_2 = f(\alpha_2) + (F_1 - f(\alpha_1))e^{k\mu(\alpha_2 - \alpha_1)} \quad (5)$$

Donde,

$$f(\alpha) = \frac{wR}{1 + \mu^2} \{ (1 - \mu^2) \text{sen} \alpha - 2k\mu \cos \alpha \} \quad (6)$$

Siendo, $k = \begin{cases} 1, & \text{si la tubería hace contacto con el lado interior del hoyo} \\ -1, & \text{si la tubería hace contacto con el lado exterior del hoyo} \end{cases}$

Si $F + wR \text{sen} \alpha > 0$ la fuerza normal está incrementando (aumento de la tensión) y la sarta se verá obligada a establecer contacto con el lado convexo (interno) del hoyo, si $F + wR \text{sen} \alpha < 0$ la fuerza normal está decreciendo (disminución de la tensión) y la sarta se verá obligada a establecer contacto con el lado cóncavo (externo) del hoyo.

Cuando la sarta está estática el torque está definido por:

$$T = r\mu[(F_1 - wR \text{sen} \alpha_1)(\alpha_2 - \alpha_1) - 2wR(\cos \alpha_2 - \cos \alpha_1)] \quad (7)$$

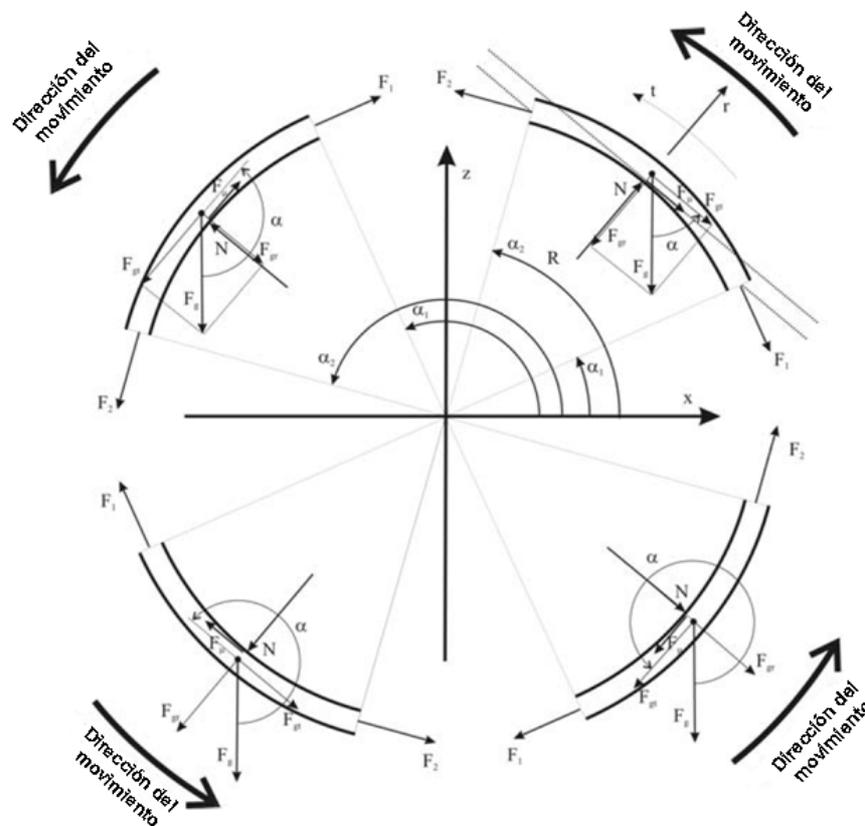


Figura 4. Simetría cuando se construye o se tumba ángulo (aumento o disminución de inclinación) en operaciones de subida y bajada de tuberías (el ángulo α es complementario al ángulo usado convencionalmente para medir la inclinación desde la vertical)

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

$$T = r\mu \left[(F_1 - f(\alpha_1)) \frac{1}{k\mu} (e^{k\mu(\alpha_2 - \alpha_1)} - 1) + f_{Lin}(\alpha_2) - f_{Lin}(\alpha_1) \right] \tag{8}$$

Donde,

$$f_{Lin}(\alpha) = \frac{-2wR}{1 + \mu^2} (\cos \alpha + k\mu \operatorname{sen} \alpha) \tag{9}$$

Para secciones rectas las ecuaciones se reducen a:

$$F_2 = F_1 + w\Delta s (\pm \mu \operatorname{sen} \alpha + \cos \alpha) \tag{10}$$

$$T = r\mu (w\Delta s \operatorname{sen} \alpha) \tag{11}$$

4 DESARROLLO TEÓRICO – FORMULACIÓN NUMÉRICA

4.1 Introducción

Se define el problema en su forma más general, sea p_i el punto inicial donde comienza

la perforación o el hoyo 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 pueden 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 sollicitaciones de fuerza, torque y momento generados.

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 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 está libre de esfuerzos y deformaciones, y los puntos de contacto serán considerados en nodos definidos.

4.2 Modelo teórico

El revestidor 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 elementos de vigas con dos nodos. A cada nodo se le asocian las variables discretas que constituyen las incógnitas de nuestro problema.

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 5.

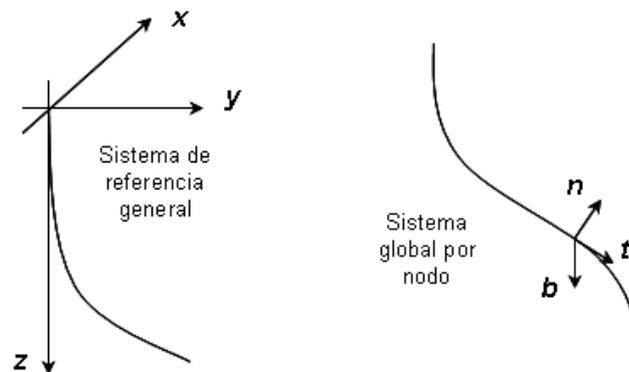


Figura 5. Sistema de referencia general y global por nodo.

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.

Modelado de la trayectoria

Como se mencionó anteriormente, para el cálculo de la trayectoria de un pozo se utilizan un conjunto de datos, cada uno de los cuales consiste en 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 presentados (método tangencial, el método del ángulo promedio, el método de la mínima curvatura, el método tangencial balanceado, el método del radio de curvatura, el método del mercurio). En este trabajo, los cálculos de trayectoria se realizarán aplicando el método de mínima curvatura debido a su precisión y el método tangencial en aquellas secciones de pozos 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 proceder a representar dicha trayectoria como una curva continua y derivable en el dominio considerado. Dicha curva se construye por secciones a través del cálculo de un “spline” cúbico (polinomio de Lagrange). Es importante mencionar que estas ecuaciones fueron desarrolladas para el caso plano y el problema está definido en el espacio, es por ello que el cálculo de la trayectoria continua se debe definir en forma paramétrica, utilizando a una longitud de arco inicial (l_o) como parámetro común, definiéndose éste 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 $x(l_o)$, $y(l_o)$ y $z(l_o)$, y a partir de estas funciones definimos nuestra curva parametrizada de la forma $r(l_o) = \langle x(l_o), y(l_o), z(l_o) \rangle = x(l_o)\hat{i} + y(l_o)\hat{j} + z(l_o)\hat{k}$, donde r representa nuestra trayectoria.

El objetivo del “spline” cúbico es obtener una fórmula de interpolación que suavice la primera derivada y haya continuidad en la segunda derivada, ambas dentro del intervalo y en sus bordes. En la Figura 6 se muestra el procedimiento descrito.

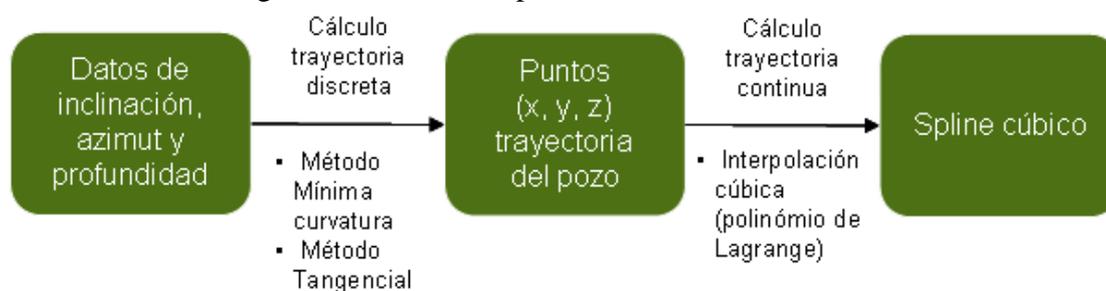


Figura 6. Procedimiento usado para el cálculo del modelo geométrico - Trayectoria

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 denominados indistintamente según los vectores unitarios (t, n, b) .

El sistema local está constituido por el eje ξ que une al punto inicial y final de cada elemento y dos ejes ortogonales ζ y η , ver Figura 7.

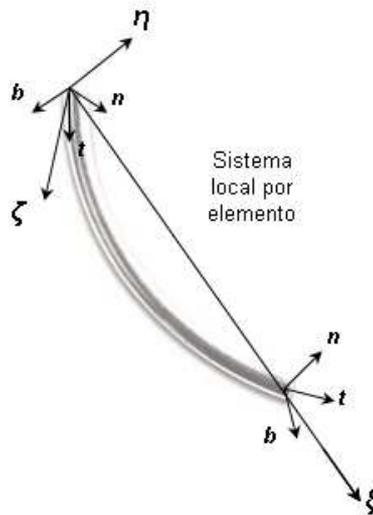


Figura 7. Sistema de referencia local por elemento y global por nodo

Modelo en elemento finito

Como se ha venido mencionando el sistema de revestidores va a ser modelado a través de un conjunto de elementos de vigas espaciales de eje recto, tomando en cuenta que se analizaran pozos con tasas de construcción de ángulo mayores a 19° por cada 100 pies, lo que equivaldría a radios de curvatura por encima 500 pies.

El elemento general de viga a usar está compuesto por 2 nodos y seis grados de libertad por nodo: tres desplazamientos traslacionales en las direcciones ξ , ζ y η , 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 8. Es importante destacar que las direcciones X , Y y Z coinciden con las direcciones ξ , ζ y η , respectivamente.

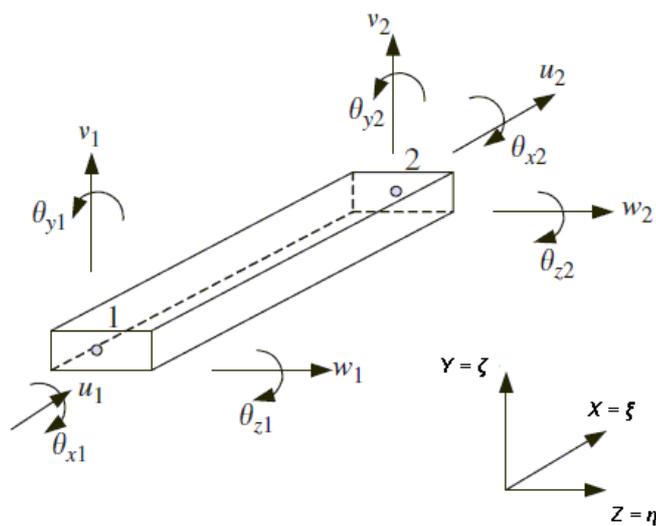


Figura 8. Elemento viga espacial con doce grados de libertad.

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

La matriz de rigidez elemental K_e es de la forma:

$$K_e = \begin{bmatrix} \frac{AE}{2a} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{AE}{2a} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & \frac{3EI_z}{2a^3} & 0 & 0 & 0 & \frac{3EI_z}{2a^2} & 0 & -\frac{3EI_z}{2a^3} & 0 & 0 & 0 & \frac{3EI_z}{2a^2} \\ & & \frac{3EI_y}{2a^3} & 0 & -\frac{3EI_y}{2a^2} & 0 & 0 & 0 & -\frac{3EI_y}{2a^3} & 0 & -\frac{3EI_y}{2a^2} & 0 \\ & & & \frac{GJ}{2a} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{GJ}{2a} & 0 & 0 \\ & & & & \frac{2EI_y}{a} & 0 & 0 & 0 & \frac{3EI_y}{2a^2} & 0 & \frac{EI_y}{a} & 0 \\ & & & & & \frac{2EI_z}{a} & 0 & -\frac{3EI_z}{2a^2} & 0 & 0 & 0 & \frac{EI_z}{a} \\ & & & & & & \frac{AE}{2a} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & & & & & & & \frac{3EI_z}{2a^3} & 0 & 0 & 0 & -\frac{3EI_z}{2a^2} \\ & & & & & & & & -\frac{3EI_y}{2a^3} & 0 & \frac{3EI_y}{2a^2} & 0 \\ & & & & & & & & & \frac{GJ}{2a} & 0 & 0 \\ & & & & & & & & & & \frac{2EI_y}{a} & 0 \\ & & & & & & & & & & & \frac{2EI_z}{a} \end{bmatrix} \quad (13)$$

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 $l_e = 2a$.

Ecuaciones en sistema de coordenadas globales

Definida la discretización del problema, a partir del cálculo del “spline” se determinan la primera y 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 (12). El desplazamiento en un nodo global debe también tener 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} , . . . , 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.

$$d_e = TD_e \quad (14)$$

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:

$$T = \begin{bmatrix} T_3^i & 0 & 0 & 0 \\ 0 & T_3^i & 0 & 0 \\ 0 & 0 & T_3^j & 0 \\ 0 & 0 & 0 & T_3^j \end{bmatrix} \quad (15)$$

En la cual

$$T_3 = \begin{bmatrix} l_x & m_x & n_x \\ l_y & m_y & n_y \\ l_z & m_z & n_z \end{bmatrix} \quad (16)$$

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

$$\begin{aligned} l_x &= \cos(x,t), & m_x &= \cos(x,n), & n_x &= \cos(x,b) \\ l_y &= \cos(y,t), & m_y &= \cos(y,n), & n_y &= \cos(y,b) \\ l_z &= \cos(z,t), & m_z &= \cos(z,n), & n_z &= \cos(z,b) \end{aligned} \quad (17)$$

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:

$$K_e = T^T k_e T \quad (18)$$

$$F_e = T^T f_e \quad (19)$$

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

$$f_e = \int_{V_e} N^T f_b dV + \int_{S_e} N^T f_s dS \quad (20)$$

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 ξ de la viga con el eje z del sistema de coordenadas generales. Adicionalmente, debido a que el pozo siempre va a contener lodo de perforación en su interior, para el cálculo del peso de la tubería se debe tomar en cuenta el factor de flotación (f_b) dado por:

$$f_b = 1 - \frac{\rho_l}{\rho_a} \quad (21)$$

Donde ρ_l es la densidad del fluido de perforación y ρ_a es la densidad del material del revestidor.

Una vez determinadas 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 desplazamientos global D) se calcula resolviendo el sistema de ecuaciones matricial definido por:

$$KD = F \quad (22)$$

Condiciones de borde

Las condiciones de borde consideradas son las siguientes:

1. Se restringen los 6 grados de libertad del primer nodo del modelo simulando el acople de la tubería con la cabria de perforación – condición de empotramiento.
2. En algunos nodos subsiguientes, definidos por el usuario (ubicación de centralizadores), se le impondrán restricciones de desplazamiento en las direcciones normal y binormal (restricción de movimiento sobre el plano perpendicular a la trayectoria).

Cálculo del torque y el arrastre – procedimiento iterativo

Debido a 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 esta bajando y rotando o subiendo y rotando de 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 sólo dos elementos que se ubican a partir del inicio del pozo y si la corrida es subiendo el estudio se inicia con todos los elementos ensamblados. A esta etapa se le denomina Fase 1.
6. Se construye el sistema mostrado en la ecuación (22), considerándose sólo los pesos equivalentes de dichos elementos (peso sumergido).

7. Se resuelve el sistema de ecuaciones matriciales y se obtiene el vector desplazamiento D del modelo.
8. Se determinan las reacciones.
9. Se determinan 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.

$$F_C = \sqrt{F_N^2 + F_B^2} \quad (23)$$

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.

$$F_F = fF_C \quad (24)$$

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

$$\overline{M}_F = \overline{F}_F \times \overline{R}_e \quad (25)$$

13. Se construye el vector de cargas generadas por fricción (F_{Fi})
14. Este vector de cargas por fricción se suma al vector de carga global (sólo peso) del modelo.
15. Se repiten los pasos 7 y 8.
16. Se determinan 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 ($F_{F_{i+1}}$)
19. Se comparan los valores de las fuerzas calculadas en el punto 13 (F_{Fi}) con las determinadas en el punto 18 ($F_{F_{i+1}}$).
20. Se repiten los pasos del 14 al 19 hasta que se cumpla:

$$\overline{M}_F = \overline{F}_F \times \overline{R}_e \quad (26)$$

21. Si se satisface la desigualdad se almacenan 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 esta 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 $N_{Fases} = N_{Elementos} - 1$

5 CASO DE ESTUDIO – RESULTADOS Y ANÁLISIS

La evaluación y validación de la metodología de cálculo desarrollada se realizó a través de su aplicación en diferentes casos de campo de los cuales mencionaremos dos de ellos, específicamente en el análisis post-operacional de dos pozos tipo J del campo Santa Rosa, distrito Anaco – estado Anzoátegui, Venezuela, el cual presentó problemas de pega de tubería o atascamientos. En dicho pozo se tomaron registros de carga en el gancho

mientras se estaba realizando el proceso de colocación del revestidor en el hoyo (bajada de tubería).

El valor de carga en el gancho medido en el taladro 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.

5.1 Pozo 1

El primer caso a estudiar es un pozo tipo J con una sección tangente a 46° de inclinación y que alcanza una profundidad vertical de 10460 pies. 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 realizó utilizando una sarta de perforación de 5 pulgadas de diámetro externo y 19,5 lb/pie de peso.

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 9 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 azimutal a 67° .

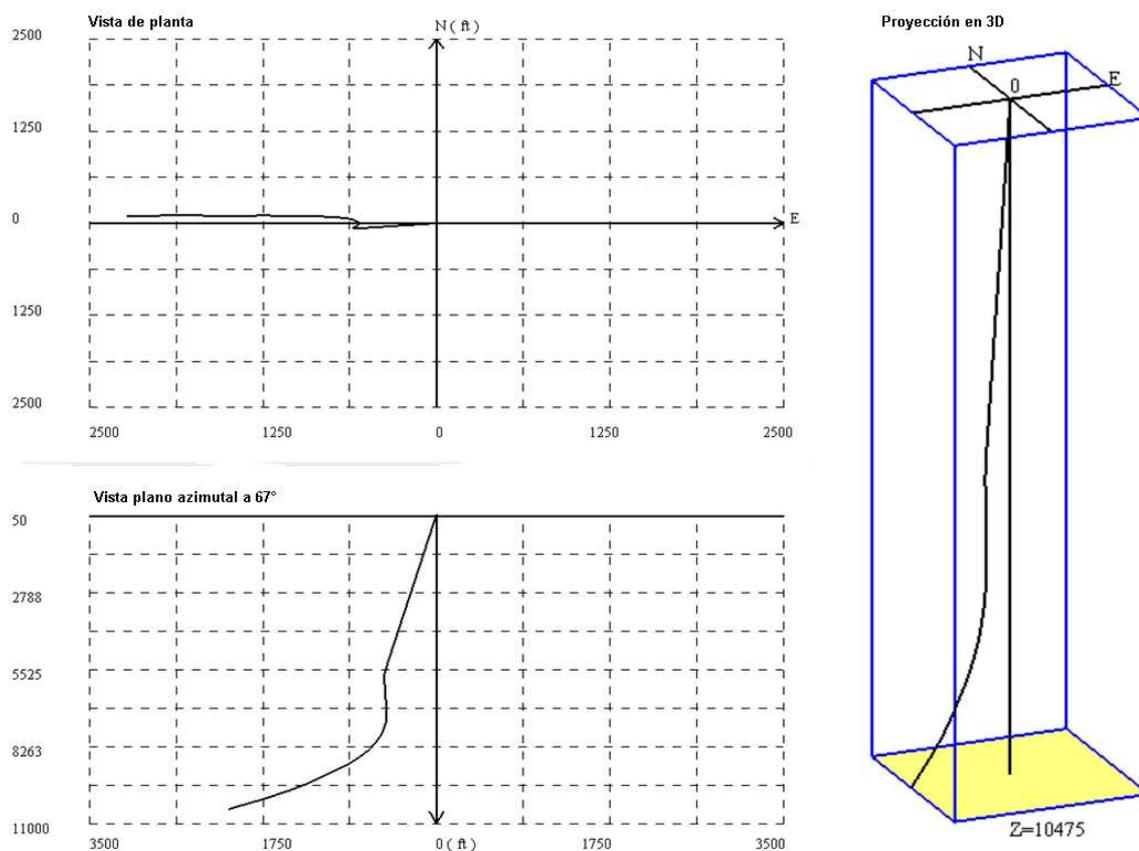


Figura 9. Diferentes vistas de la trayectoria del pozo 1.

En la Figura 10 se muestran las mediciones de carga en el gancho tomadas durante la

operación de bajada de revestidor. Dicha operación se realizó utilizando 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 lb/pie^3 .

El peso del bloque viajero fue de 45000 lb.

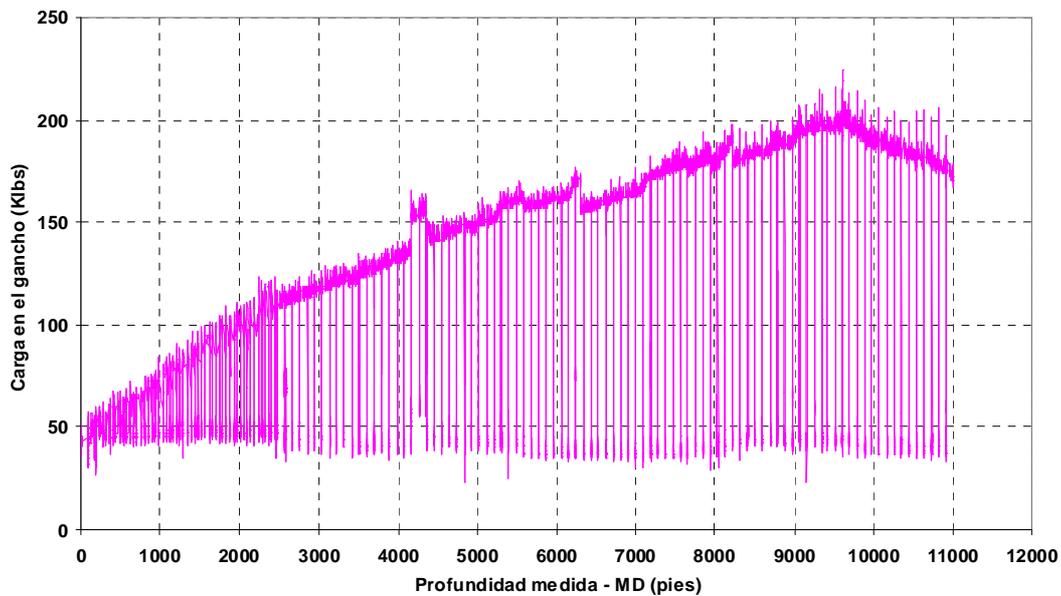


Figura 10. Mediciones de carga en el gancho durante la operación de bajada de tubería – Pozo 1.

5.2 Estimación de los factores de fricción

Para este pozo, se presenta el caso de una operación de bajada de *liner* o tubería colgada de producción, Dicha operación se realiza utilizando una sarta de perforación.

Para la primera discretización se tomaron elementos de 40 pies de longitud para el *liner* 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.

Las corridas C1, C3 y C4 se realizaron colocando apoyos en todos los nodos, a diferencia de las corridas C5 y C7 que se realizó colocando un apoyo cada 2 nodos, entendiéndose 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 interfase tubo – roca (para los tubulares utilizados en el estudio) es de $\mu_{R-T} = 0.2$ y para la interfase tubo – tubo se tiene el valor $\mu_{T-T} = 0.1$.

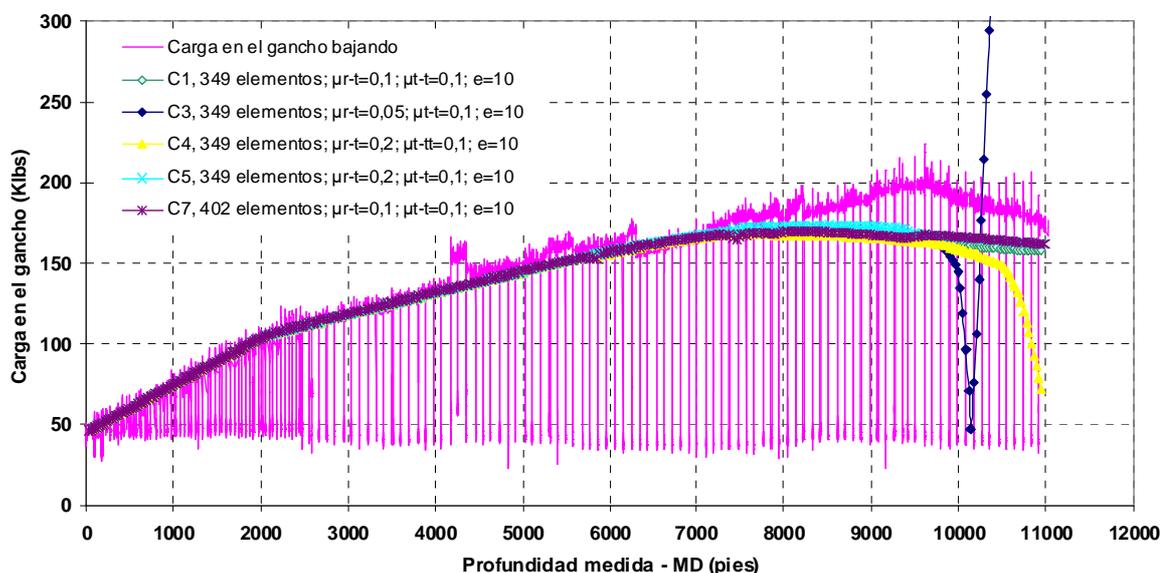


Figura 11. Estimaciones de carga en el gancho para las diferentes corridas – Pozo 1.

Una vez estimados los factores de fricción del campo Santa Rosa podemos utilizar dichos valores para los estudios de torque y arrastre de pozos vecinos.

5.3 Pozo 2

El segundo pozo en estudio es tipo J y finaliza con una sección tangente a 42° a los 9620 pies. Dicho pozo presentó eventos de pega de tubería durante la bajada del revestidor de 9 5/8 pulgadas de diámetro externo y 53 lb/pies de peso a aproximadamente 9000 pies de profundidad medida. El revestidor anterior tiene un diámetro interno de 12,4 pulgadas y fue colocado hasta una profundidad de 5676 pies (profundidad medida de la zapata).

En la Figura 12 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 azimutal a 59° .

En la Figura 13 se muestran las mediciones de carga en el gancho mínima y máxima tomadas durante la operación de bajada de revestidor y en la que se puede notar la ocurrencia del evento de pega de tubería a los 9000 pies de profundidad aproximadamente. Dicha operación se realizó utilizando un lodo de 10,5 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 lb/pie^3 .

El peso del bloque viajero fue de 62000 lb.

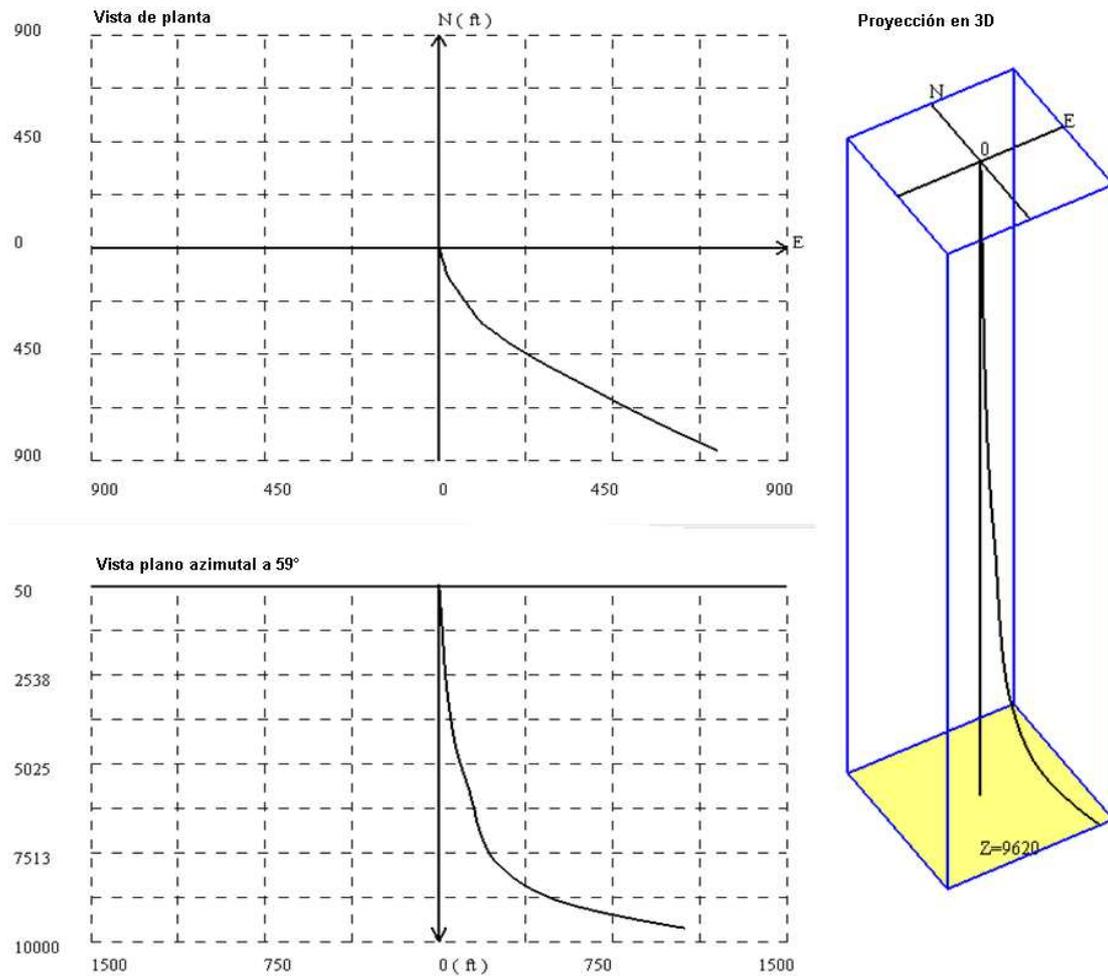


Figura 12. Diferentes vistas de la trayectoria del pozo en estudio.

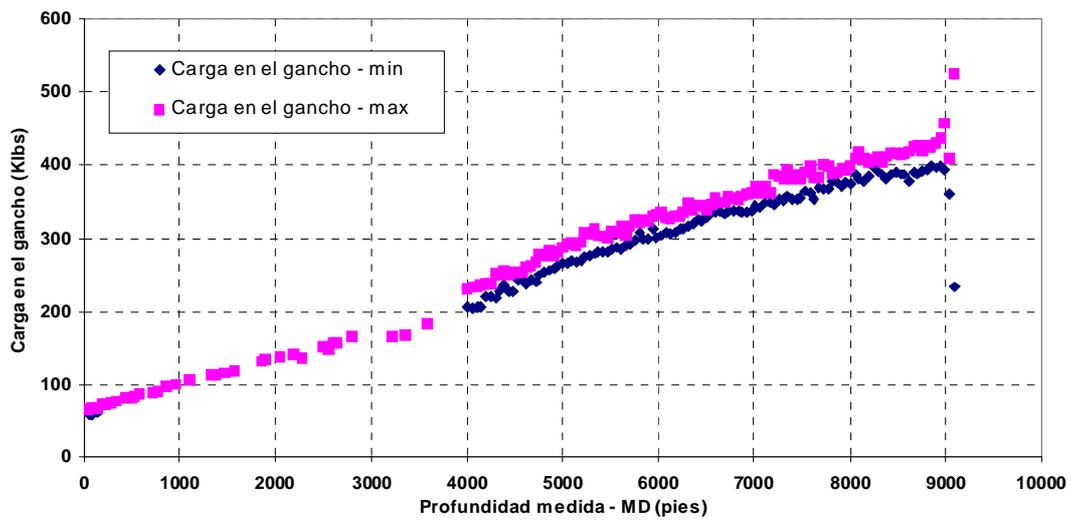


Figura 13. Mediciones de carga en el gancho durante la operación de bajada de tubería.

5.4 Resultados y análisis

Utilizando los factores de fricción estimados, 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).

Para verificar que la discretización haya sido la correcta, se procedió a realizar una corrida adicional utilizando los valores de coeficientes de roce estimados, 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 14 se presentan los resultados obtenidos en esta corrida en comparación con los obtenidos en la corrida 19 y las mediciones reales.

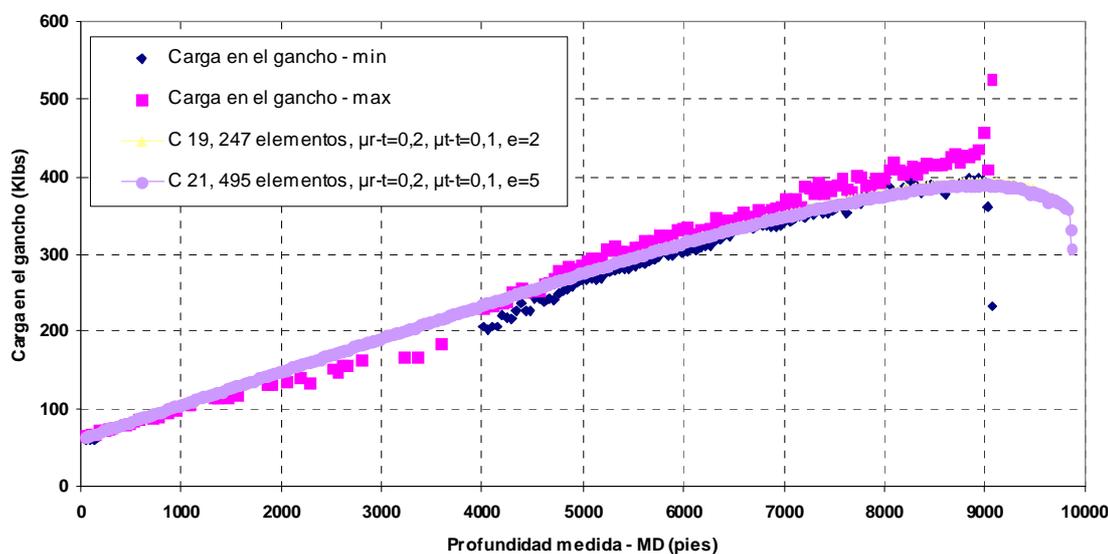


Figura 14. Resultados de las simulaciones bajo diferentes discretizaciones – Pozo 2.

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 15 se muestran las gráficas de peso en el gancho bajando tubería (*SOW*), peso en el gancho subiendo tubería (*PUW*), peso en el gancho sin torque y arrastre (*ROB*) y la fuerza de arrastre acumulada a través de la simulación utilizando los datos estimados (247 elementos). Dichos resultados concuerdan con las estimaciones teóricas en la 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.

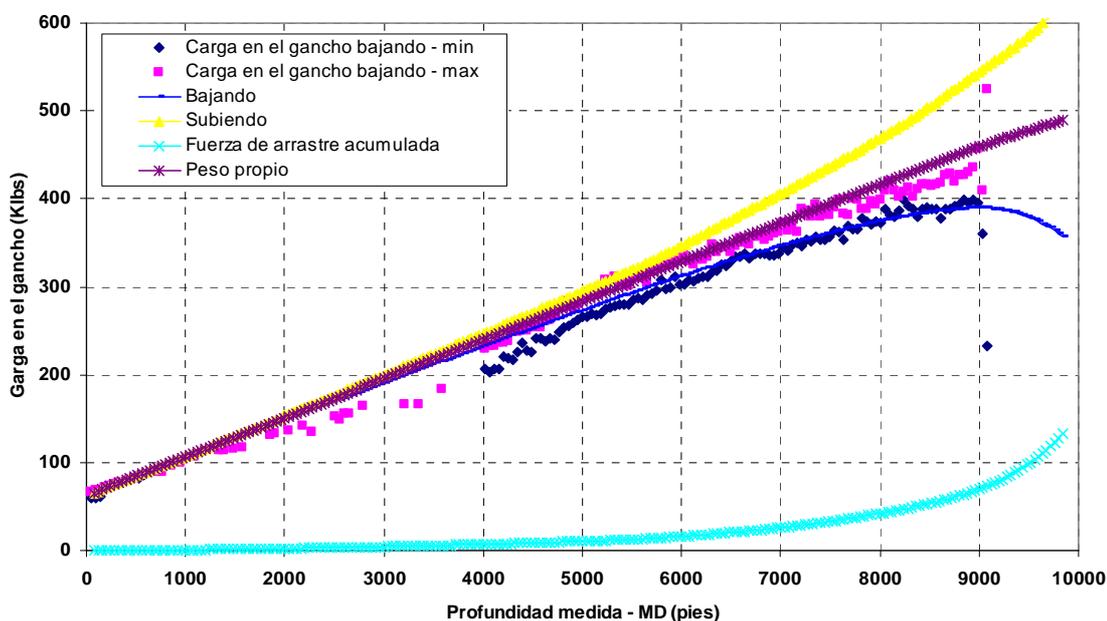


Figura 15. Cargas en el gancho estimadas para operaciones de bajada y subida de tubería, peso propio y fuerza de arrastre acumulada (247 elementos) – Pozo 2.

Entre los parámetros a estimar en un estudio de torque y arrastre se tiene la fuerza lateral o fuerza de contacto entre el revestidor y las paredes del hoyo o del revestidor anterior, ya que se recomienda mantener la fuerza lateral en las juntas por debajo de 2000 lbs cuando se usa lodo base agua y por debajo de 3000 lbs 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*). 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 16 se muestran 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 2 elementos (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 a continuación.

$$DLS = \left(\frac{100}{\Delta MD} \right) \cos^{-1} \{ (\text{sen} I_1 \text{sen} I_2) [(\text{sen} A_1 \text{sen} A_2) + (\cos A_1 \cos A_2)] + (\cos I_1 \cos I_2) \} \quad (27)$$

En la Figura 16 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 hoyo 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.

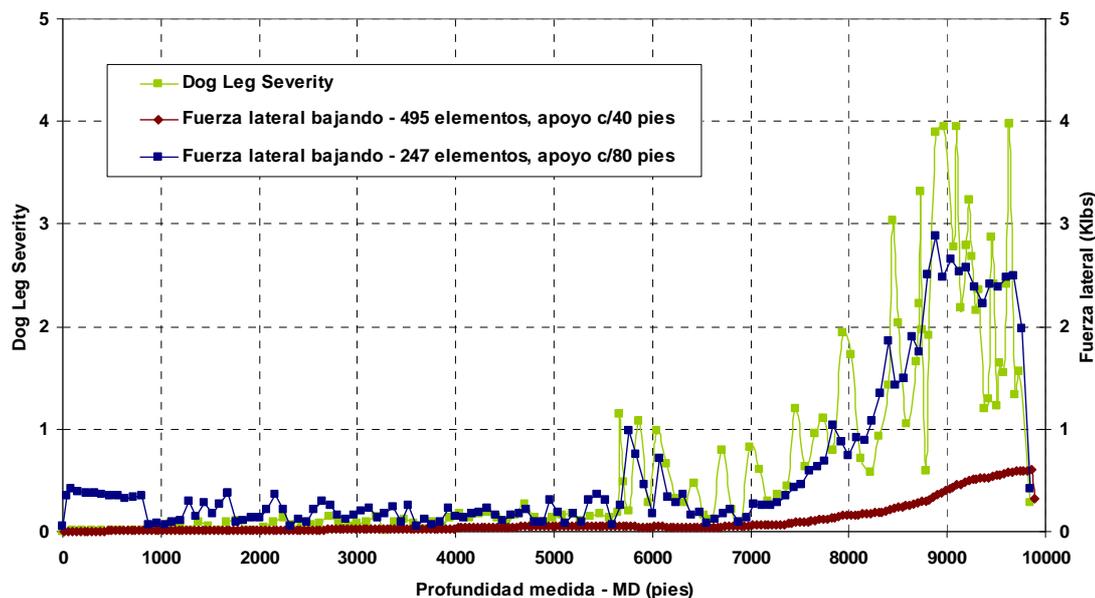


Figura 16. Estimaciones de fuerza lateral bajando y severidad de la pata de perro – Pozo 2.

6 CONCLUSIONES

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:

- En función 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 obtuvo a partir de 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 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 17) fue de 3,96 Klb, con una desviación estándar de 3,92 Klb, 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 160 Klb. 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 20,07 Klb, con una desviación estándar de 10,09 Klb, 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 sólo aquellos puntos que presentaban valores en ambos grupos correspondientes a la misma profundidad, dichos valores se muestran en siguiente figura.

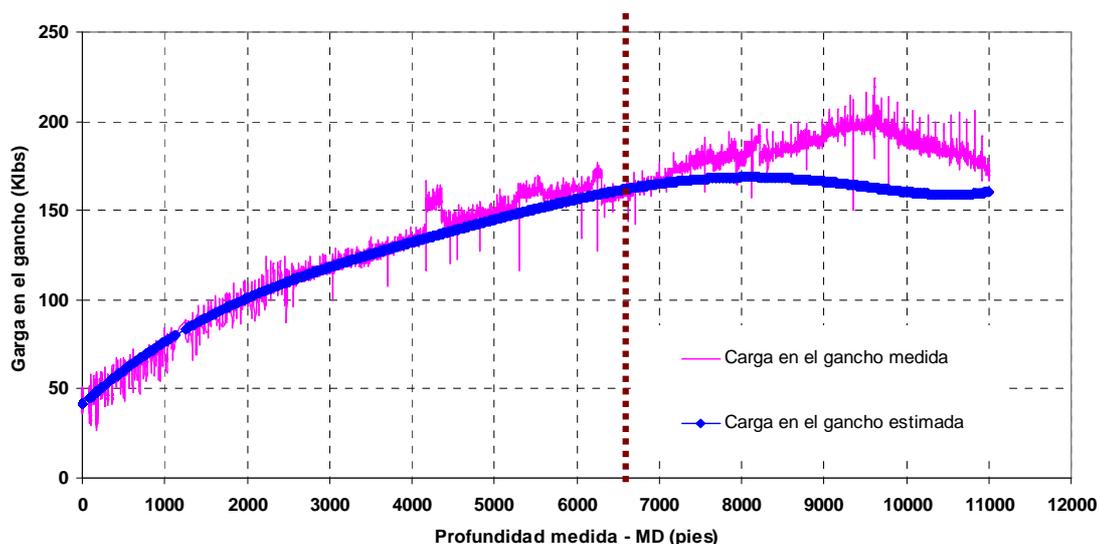


Figura 17. Comparación carga en el gancho estimados vs. medida – Pozo 3.

- A partir de los resultados obtenidos para el pozo 2 se puede concluir que al utilizar los valores de coeficientes de roce estimados (tubo-tubo de 0,1 y tubo-roca de 0,2), definiendo un error porcentual máximo en el proceso iterativo de 3% se obtiene un buen ajuste con los datos reales. El error medio absoluto (EMA) calculado al comparar ambas curvas (Figura 18) fue de 8,70 Klb, con una desviación estándar de 7,57 Klb, lo que representa un buen ajuste entre ambos grupos de datos, considerando que dichos valores de carga llegan a estar por encima de 400 Klb. 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 sólo aquellos puntos que presentaban valores en ambos grupos correspondientes a la misma profundidad.

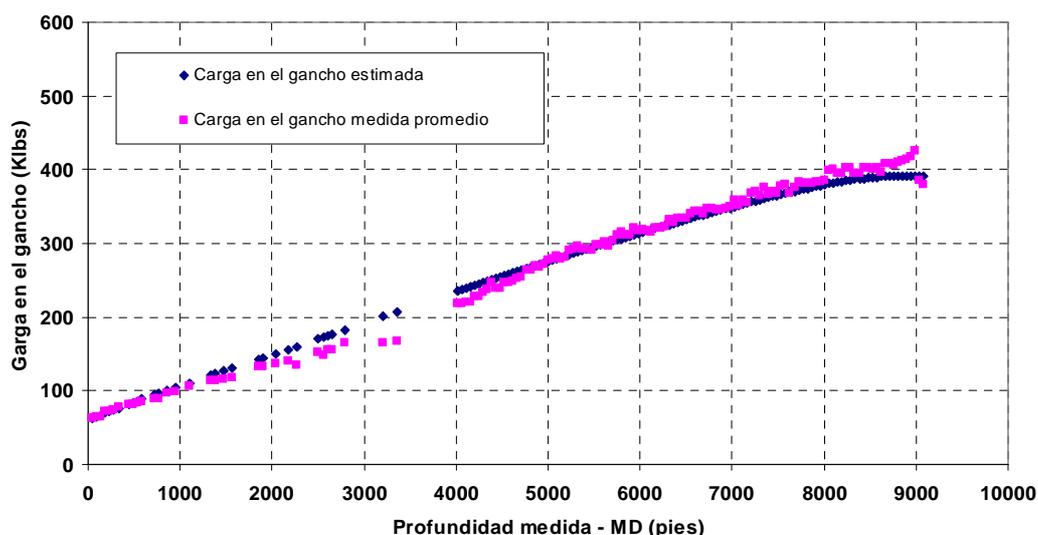


Figura 18. Comparación carga en el gancho estimados vs. medida – Pozo 2.

- 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.
- Por otro lado, las estimaciones de fuerza lateral bajando, presentaron un comportamiento acorde a lo esperado, a mayor severidad de la pata de perro mayor será la fuerza de contacto entre el tubo y las paredes del hoyo, esto se debe a la 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 hoyo, 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.

REFERENCES

- Aadnoy, B. "Theory and application of a new generalized Model for torque and drag". IADC/ SPE Jakarta, Indonesia, 2008.
- Economides, M., Watters, L. y Dunn-Norman, S. "Petroleum Well Construction". John Wiley & Sons. Inglaterra, 1998.
- Ghiselin, D. "Best practices emerging for ERD wells". Hart's E & P, Septiembre 2009.
- Ho, H-S. "An improved modeling program for computing the torque and drag in directional and deep wells". SPE 18047. Houston, TX, Octubre 2-5, 1988.
- Ho, H-S. "General formulation of drillstring under large deformation and its use in BHA analysis". New Orleans LA, Octubre 5-8, 1986.
- Johansick, C. A., Friesen, D. B. y Dawson, R. "Torque and drag in directional wells - prediction and measurement". SPE 11380. New Orleans LA, Febrero 20-23, 1983.
- Love, A. E. H. "A treatise of the mathematical theory of elasticity". 4ta edición. New York City, 1944.
- Mims, M. y Krepp, T. "Drilling design and implementation for extended reach and complex wells". 3a edición. Houston: K&M. Technology Group. 2003.
- Nordgren, R. P. "On computation of the motion of elastic rods". Trans. ASME, Journal of Applied Mechanics. Septiembre, 1974. pp.777-780.
- Sheppard, M.C. "Designing well path to reduce torque and drag". SPE 15463. New Orleans LA, Octubre 5-8, 1987.
- Walker, B.H. y Friedman, M.B. "Three dimensional force and deflection analysis of a variable cross section drillstring". Journal of Pressure Vessel Technology, Mayo 1977, p.367.