

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

Geralf Pineda^{1*}, Manuel Martinez² y Vicente L. Ciccola¹, Zamaira E. Chacón¹

1: Exploración y Producción
Construcción y Mantenimiento de Pozos
Intevep

Urb. Santa Rosa, sector el Tambor, Los Teques – Edo. Miranda. Venezuela
e-mail: pinedags@pdvsa.com, web: <http://www.pdvsa.com>

2: Comisión de Estudio de Postgrado
Facultad de Ingeniería
Universidad Central de Venezuela

Av. Los Ilustres, Ciudad Universitaria, Los Chaguaramos, Caracas - Venezuela
e-mail: mjmartinezster@gmail.com web: <http://mpostgweb.ing.ucv.ve/>

Palabras clave: Torque y arrastre, Centralización, Completación, Elemento Finito,

Resumen *La industria petrolera mundial produce utilizando soluciones tecnológicas que optimizan la relación costo-beneficio. Entre dichas soluciones la perforación direccional juega un rol importante debido a que el desarrollo de pozos horizontales y de alcance extendido ha incrementado la producción de hidrocarburos en más del doble en los últimos años.*

La fricción en el hoyo genera fuerzas entre la tubería de perforación o completación y las paredes del pozo conocidas como torque y arrastre, dichas fuerzas son las responsables de limitar a la industria de la perforación a alcanzar mayores profundidades. Por otro lado, el centralizar correctamente la tubería dentro del hoyo es un factor clave que afecta de manera importante el flujo de fluidos en el pozo, la efectividad del proceso de remoción de lodo y el éxito de la cementación del anular. La ausencia de un correcto plan de centralización puede acarrear problemas severos durante el proceso de cementación incluyendo la pérdida del aislamiento zonal.

Durante años, dentro del proceso de diseño de pozos, las estimaciones de torque y arrastre y el programa de centralización eran cálculos realizados de manera aislada obviando la evidente relación que existe entre ambos fenómenos, esta tendencia ha venido cambiando debido a la ocurrencia de eventos durante la etapa de completación, motivando el desarrollo de investigaciones en el área.

En este trabajo se presentan las bases teóricas que soportan un nuevo modelo tridimensional de fricción en el hoyo basado en elementos finitos, y fundamentado en un análisis numérico del modelo de Johansick (1983)[1], para la estimación, a través de métodos iterativos, del torque y el arrastre durante la fase de completación del pozo y

para el c!culo del standoff una vez colocado el tubular.

Finalmente se muestra la aplicaci3n del modelo en algunos casos de campo, obteniendo un excelente ajuste con datos reales, con errores medios absolutos menores al 3% en los casos analizados.

1. INTRODUCCI3N

La tecnolog!a en perforaci3n ha avanzado r!pidamente en los !ltimos 10 a!os. 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 est!n activamente planificando pozos entre 36.000 y 49.000 pies [2].

Desde que secciones de hoyos horizontales est!n siendo perforadas en longitudes que exceden los 20.000 pies de alcance, la ubicaci3n de las herramientas de perforaci3n y tuber!as de completaci3n a las profundidades planificadas podr!a no ser posible bajo ciertos planes de perforaci3n. Esta situaci3n puede ser especialmente cr!tica en hoyos horizontales.

Durante los primeros a!os de construcci3n de pozos horizontales, el peso en el gancho usualmente era suficiente para empujar la tuber!a de completaci3n hasta la profundidad total planificada. Con el inicio de la perforaci3n de longitudes extremas adquiere importancia el modelado anticipado del plan de completaci3n del pozo con la finalidad de determinar 1) si la tuber!a de completaci3n puede soportar las deformaciones (tensi3n, compresi3n y torque) de instalaci3n, y 2) si se tiene suficiente peso sobre el gancho para poder posicionar la tuber!a de completaci3n a la profundidad total planificada.

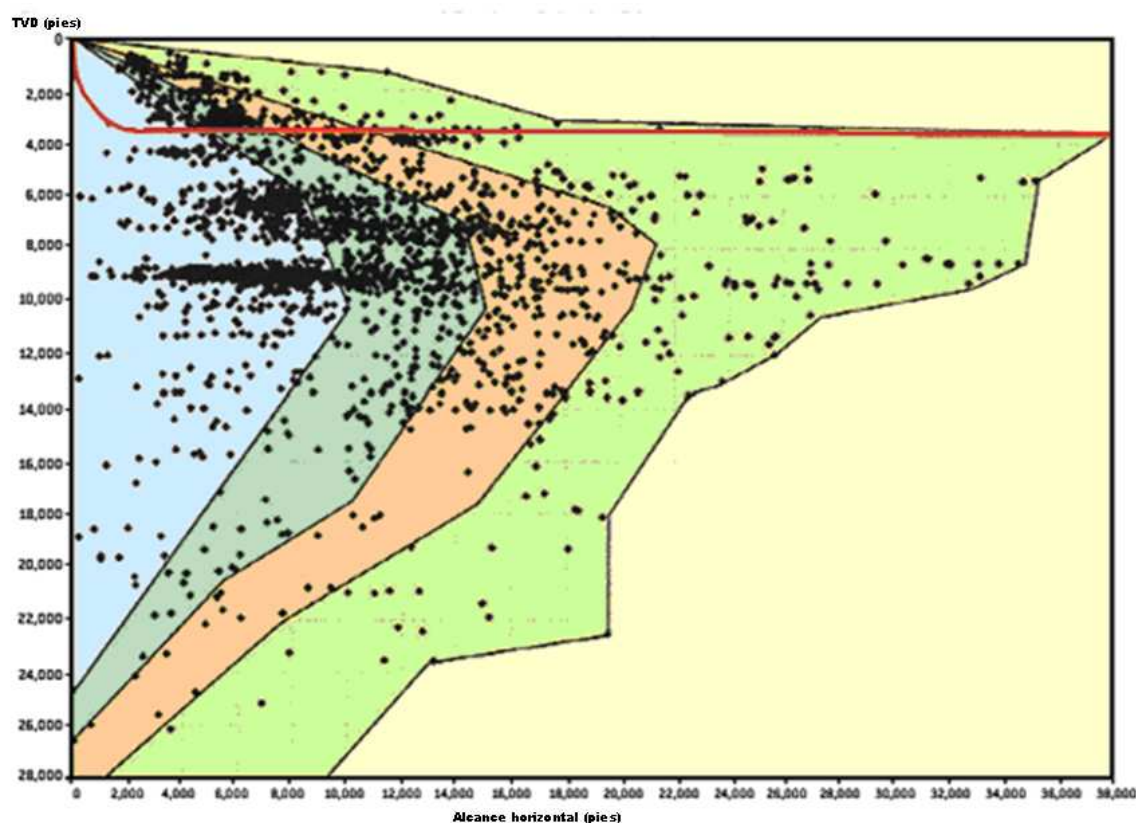
Debido al aumento de los costos y los riesgos en estos escenarios, la capacidad de evaluar con precisi3n los diversos esfuerzos a los cuales va a estar sometida la tuber!a de completaci3n durante su instalaci3n pasa a ser una tarea fundamental para el !xito del pozo.

2. ANTECEDENTES

El an!lisis de las fuerzas presentes durante el proceso de perforaci3n e instalaci3n de tuber!as de completaci3n de pozos es una tarea imprescindible durante el dise!o de la construcci3n de un pozo de alcance extendido, y el mismo se ha venido realizando durante los !ltimos 30 a!os haciendo uso de diferentes modelos anal!ticos presentados en la literatura. El m!todo m!s com!nmente usado para este tipo de tareas es el modelo de torque y arrastre desarrollado originalmente por Dawson y Lane (Johancsik, 1983 [1]) y planteado en ecuaciones diferenciales por Sheppard (1987) [3]. Debido a la simplicidad y a la disponibilidad general de este modelo, ha sido usado extensivamente para la planificaci3n y durante las operaciones en el campo.

En t!rminos m!s b!sicos, un modelo de sarta debe determinar la trayectoria de un tubo el!stico confinado dentro de un hoyo. El tubo el!stico 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 c!culo. Adem!s, las no-linealidades geom!tricas asociadas con la trayectoria del hoyo usualmente violan las consideraciones b!sicas usadas en el desarrollo de las ecuaciones propuestas en la bibliograf!a especializada, por lo cual se deben usar relaciones el!sticas m!s generales [4 -

5]. Una de las formulaciones más conocidas es la desarrollada por Walker y Friedman (1977) [6]. Una publicación que a menudo se pasa por alto, es el trabajo de Ho (1986) [7]. Ho siguió este trabajo con una simplificación para modelos de tubería flexible (Ho, 1988) [8]. Ho también usó un sistema de coordenadas curvilíneas basadas en las ecuaciones de Serret-Frenet para una curva en el espacio.



Fuente: (Ghiselin, 2009)

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

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. DESARROLLO TEÓRICO – FORMULACIÓN NUMÉRICA

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 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 el 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 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.

3.1. 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 2.

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). 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.

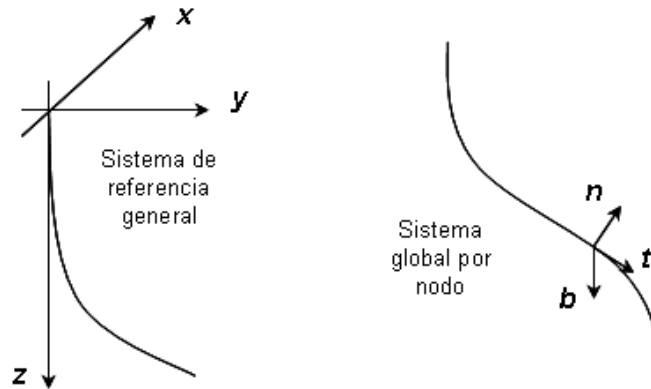


Figura 2. Sistema de referencia general y global por nodo

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.

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 ζ que une al punto inicial y final de cada elemento y dos ejes ortogonales ξ y η , ver Figura 3.

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. Un elemento de viga espacial 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 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. Es importante destacar que las direcciones X , Y y Z coinciden con las direcciones ξ , ζ y η , respectivamente.

La matriz de rigidez elemental K_e es de la forma:

$$K_e = \begin{bmatrix} \frac{AE}{2a} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{AE}{2a} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \frac{3EI_z}{2a^3} & 0 & 0 & 0 & \frac{3EI_z}{2a^2} & 0 & -\frac{3EI_z}{2a^3} & 0 & 0 & 0 & \frac{3EI_z}{2a^2} & 0 \\ \frac{3EI_y}{2a^3} & 0 & -\frac{3EI_y}{2a^2} & 0 & 0 & 0 & -\frac{3EI_y}{2a^3} & 0 & -\frac{3EI_y}{2a^2} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{GJ}{2a} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{GJ}{2a} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{2EI_y}{a} & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{3EI_y}{2a^2} & 0 & \frac{EI_y}{a} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \frac{2EI_z}{a} & 0 & -\frac{3EI_z}{2a^2} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{EI_z}{a} & 0 & 0 \\ \frac{AE}{2a} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{3EI_z}{2a^3} & 0 & 0 & 0 & -\frac{3EI_z}{2a^2} & 0 \\ \frac{3EI_z}{2a^3} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{3EI_y}{2a^3} & 0 & \frac{3EI_y}{2a^2} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{3EI_y}{2a^3} & 0 & -\frac{3EI_y}{2a^2} & 0 & 0 & 0 & \frac{3EI_y}{2a^3} & 0 & -\frac{3EI_y}{2a^2} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{GJ}{2a} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{GJ}{2a} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{2EI_y}{a} & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{3EI_y}{2a^2} & 0 & \frac{EI_y}{a} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \frac{2EI_z}{a} & 0 & -\frac{3EI_z}{2a^2} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{EI_z}{a} & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (1)$$

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 $l_e = 2a$.

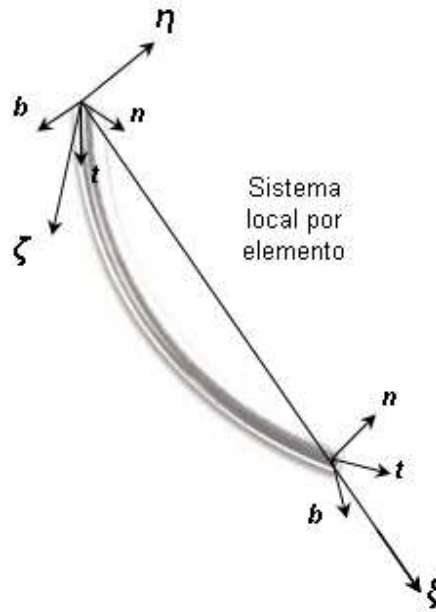


Figura 3. Sistema de referencia local por elemento y global por nodo

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. 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} , \dots , y D_{6i} . La transformación de coordenadas toma la relación entre el vector desplazamiento de 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.

$$d_e = TD_e \quad (2)$$

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:

$$T = \begin{bmatrix} T_3^i & 0 & 0 & 0 \\ 0 & T_3^i & 0 & 0 \\ 0 & 0 & T_3^j & 0 \\ 0 & 0 & 0 & T_3^j \end{bmatrix} \quad (3)$$

En la cual

$$T_3 = \begin{bmatrix} l_x & m_x & n_x \\ l_y & m_y & n_y \\ l_z & m_z & n_z \end{bmatrix} \quad (4)$$

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

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:

$$K_e = T^T k_e T \quad (5)$$

$$F_e = T^T f_e \quad (6)$$

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

$$f_e = \int_{V_e} N^T f_b dV + \int_{S_e} N^T f_s dS \quad (7)$$

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:

$$f_b = 1 - \frac{\rho_l}{\rho_a} \quad (8)$$

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:

$$KD = F \quad (9)$$

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 (ubicación de centralizadores), se imponen restricciones de desplazamiento en las direcciones normal y binormal.

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 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 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 (9), 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_{ci}) en cada nodo apoyado, a partir de las reacciones en dirección normal y binormal, y se calcula su magnitud usando Pitágoras.

$$F_C = \sqrt{F_N^2 + F_B^2} \quad (10)$$

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.

$$F_F = fF_C \quad (11)$$

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.

$$\overline{M}_F = \overline{F}_F \times \overline{R}_e \quad (12)$$

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_{Ci+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 del 14 al 19 hasta que se cumpla:

$$\frac{|F_{Fi} - F_{Fi+1}|}{F_{Fi}} 100 \leq \%Error \quad (13)$$

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 $N_{Fases} = N_{Elementos} - 1$.

4. 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 son 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.

4.1. 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 4 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° .

La 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/pie³. El peso del bloque viajero fue de 45000 lb.

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.

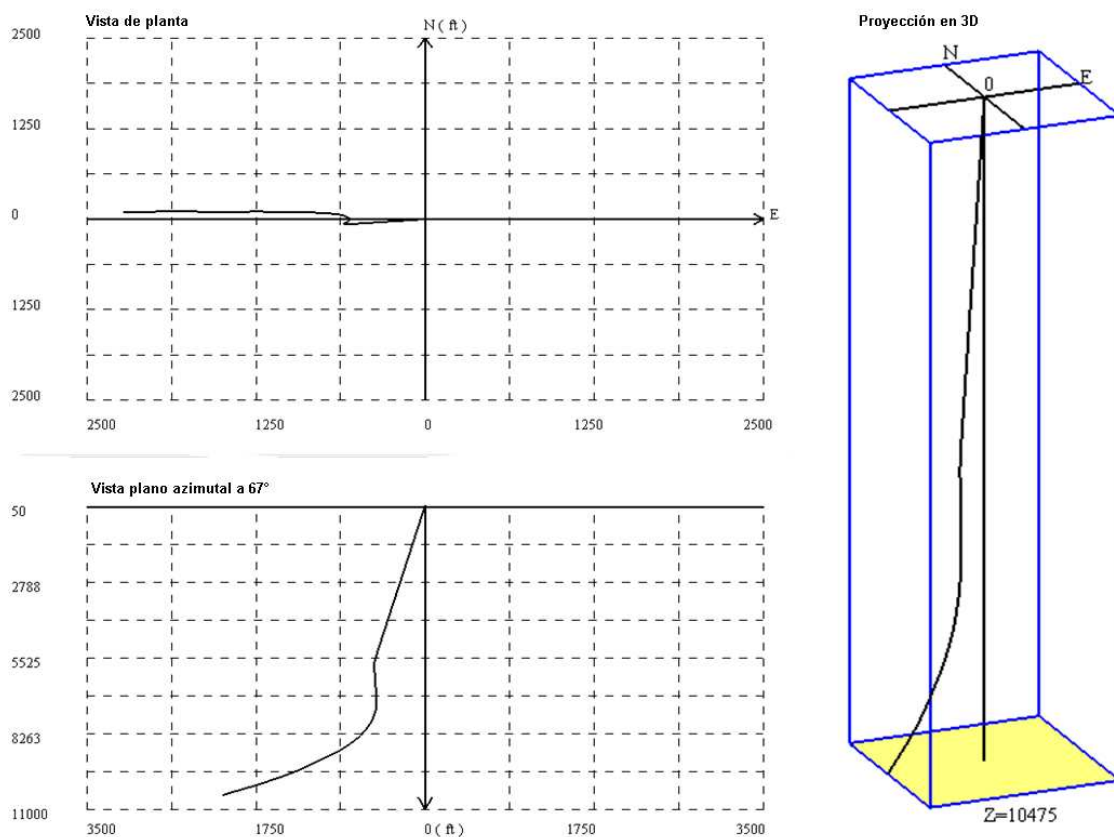


Figura 4. Diferentes vistas de la trayectoria del pozo 1.

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, 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, raz3n por la cual podemos inferir que para el modelo num!rico desarrollado y en la zona estudiada los valores de coeficiente de fricci3n 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 $\mu_{T-T} = 0.1$.

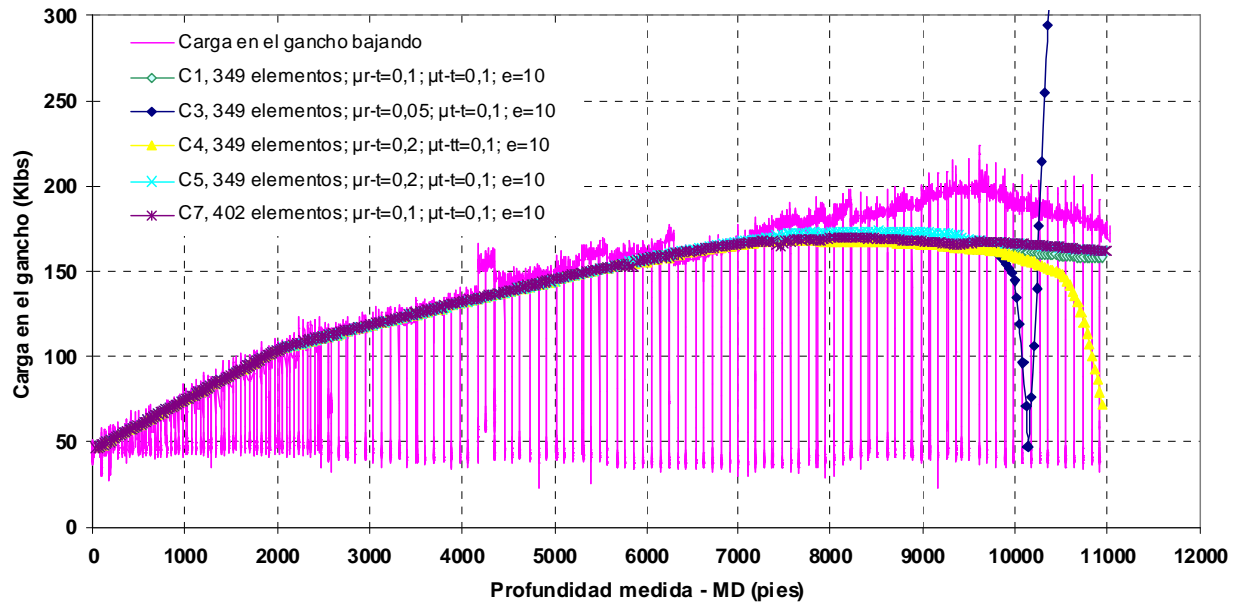


Figura 5. Estimaciones de carga en el gancho para las diferentes corridas – Pozo 1.

Una vez estimados los factores de fricci3n del campo Santa Rosa podemos utilizar dichos valores para los estudios de torque y arrastre de pozos vecinos.

4.2. Pozo 2

El segundo pozo en estudio es tipo J y finaliza con una secci3n tangente a 42° a los 9620 pies. Dicho pozo present3 eventos de pega de tuber!a durante la bajada del revestidor de 9 5/8 pulgadas de di!metro externo y 53 lb/pies de peso a aproximadamente 9000 pies de profundidad medida. El revestidor anterior tiene un di!metro interno de 12,4 pulgadas y fue colocado hasta una profundidad de 5676 pies (profundidad medida de la zapata).

En la Figura 6 se muestra una representaci3n de la trayectoria del pozo en una vista en tres dimensiones, una vista de planta, y una proyecci3n en un plano azimutal a 59°.

Dicha operaci3n se realiz3 utilizando un lodo de 10,5 lb/gal de densidad. El material del revestidor es acero con un m3dulo de elasticidad de 29,3x106 psi y un peso espec!fico de 490 lb/pie³. El peso del bloque viajero fue de 62000 lb.

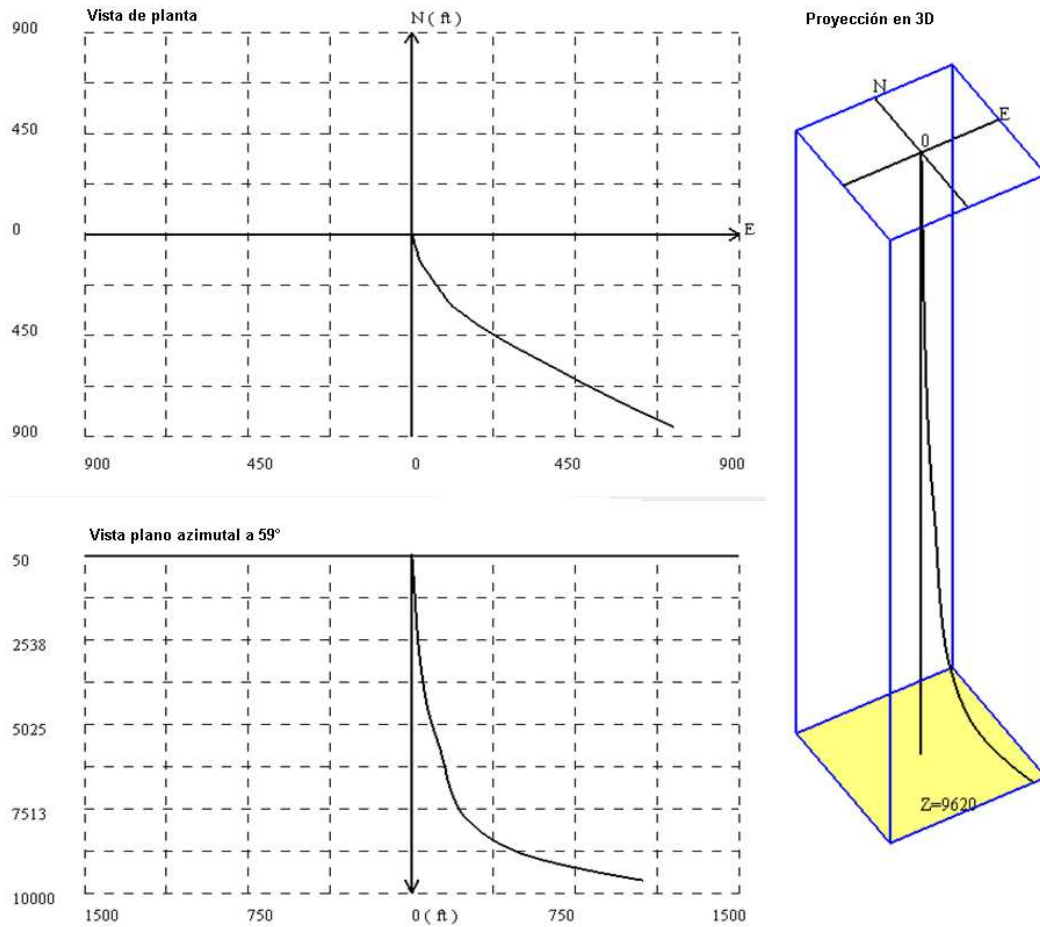


Figura 6. Diferentes vistas de la trayectoria del pozo en estudio.

4.3. Resultados y an!lisis

Utilizando los factores de fricci3n estimados, para la primera discretizaci3n 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 direcci3n del pozo cada dos nodos (cada 80 pies).

Para verificar que la discretizaci3n haya sido la correcta, se procedi3 a realizar una corrida adicional utilizando los valores de coeficientes de roce estimados, un error m!ximo 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 7 se presentan los resultados obtenidos en esta corrida en comparaci3n con los obtenidos en la corrida 19 y las mediciones reales.

En la Figura 7 se puede notar que los resultados de la simulaci3n utilizando 247 elementos se superpone a los resultados obtenidos en la simulaci3n 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.

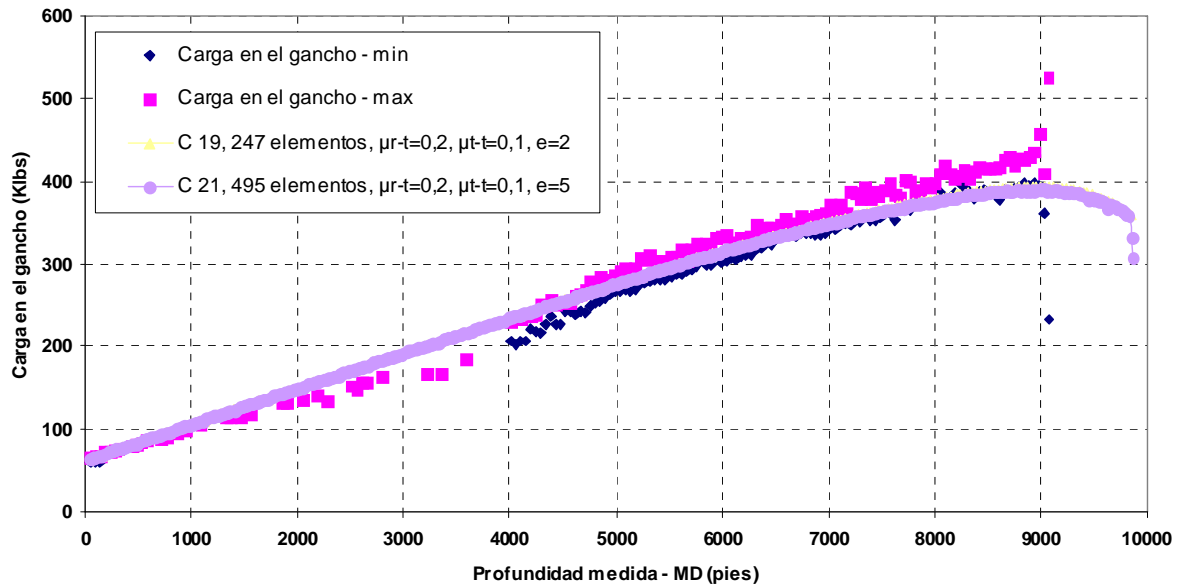


Figura 7. Resultados de las simulaciones bajo diferentes discretizaciones – Pozo 2.

En la Figura 8 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.

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 9 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.

$$DLS = \left(\frac{100}{\Delta MD} \right) \cos^{-1} \{ [\sin I_1 \times \sin I_2] [\sin A_1 \times \sin A_2] + (\cos A_1 \times \cos A_2) + (\cos I_1 \times \cos I_2) \} \quad (14)$$

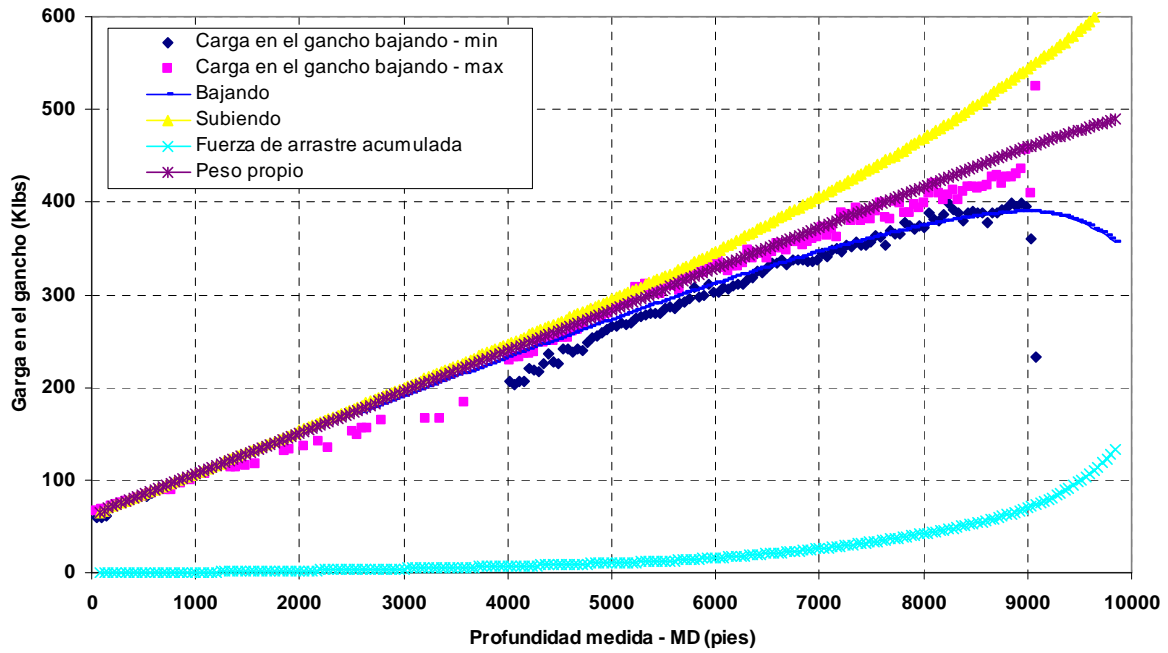


Figura 8. Cargas en el gancho estimadas para operaciones de bajada y subida de tubería, peso propio y fuerza de arrastre acumulada (247 elementos) – Pozo 2.

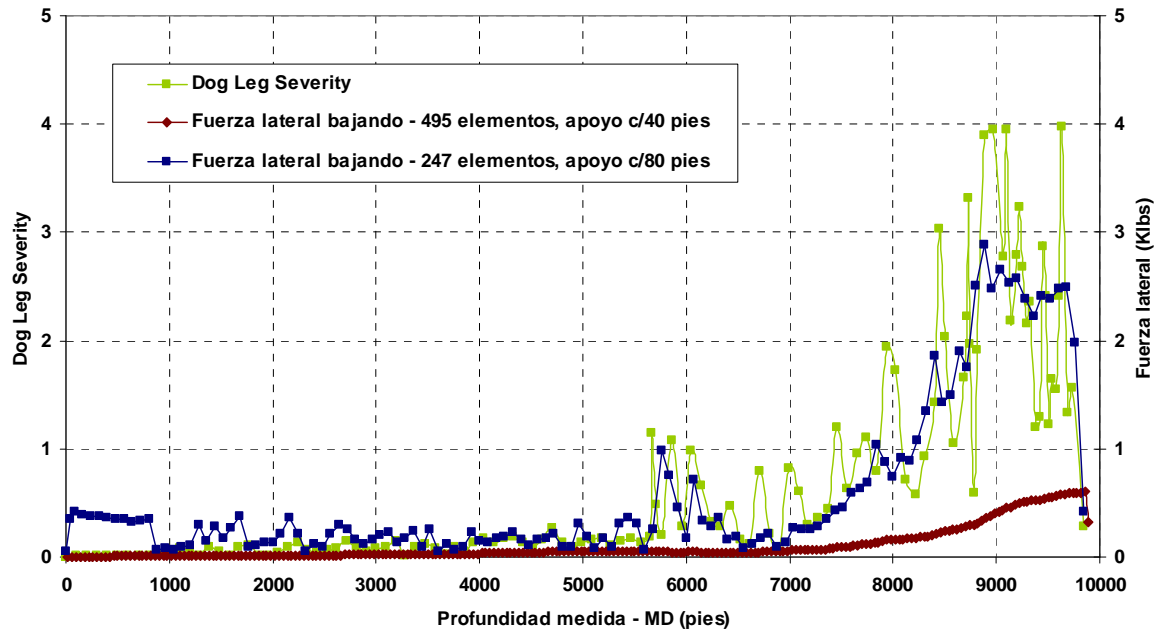


Figura 9. Estimaciones de fuerza lateral bajando y severidad de la pata de perro – Pozo 2.

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 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.

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 10 se muestra el “standoff” estimado 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”.

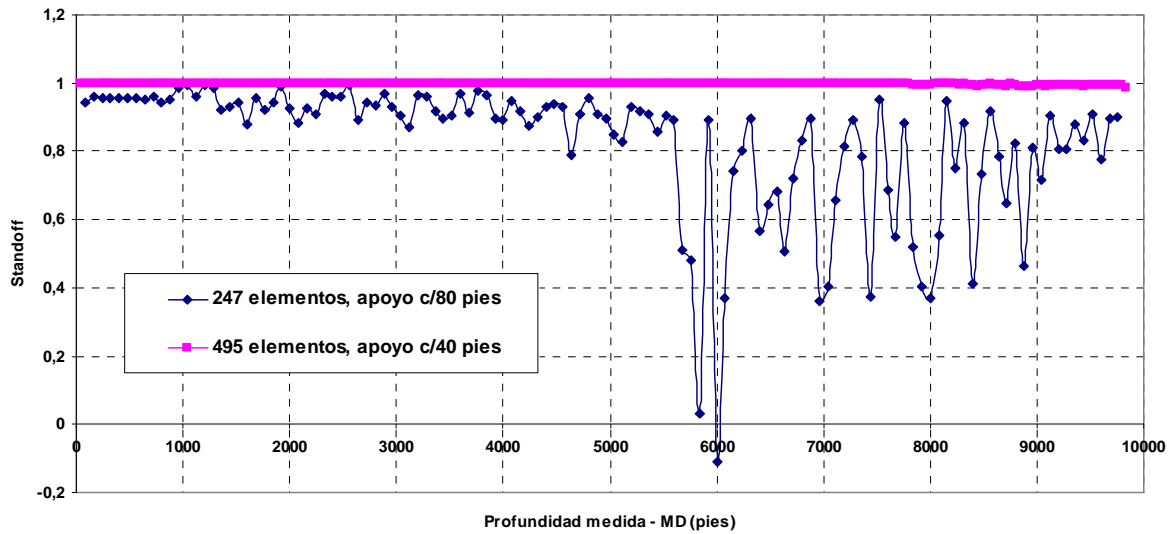


Figura 10. Distribución de standoff estimada– Pozo 2.

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. 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 para 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.

5. CONTRIBUCIONES TÉCNICAS Y ECONÓMICAS

Usualmente cuando se está desarrollando nuevos modelos numéricos o analíticos que representan el comportamiento físico de ciertos fenómenos no se puede estimar a priori la totalidad de la contribución técnica que se está realizando, esto debido a que se torna complejo delimitar su alcance e influencia en otro tipo de desarrollos. Sin embargo, he aquí algunas contribuciones técnicas y económicas consideradas de mayor interés o utilidad:

- El desarrollo de un nuevo modelo matemático para la estimación de la centralización y el arrastre generado durante la fase de completación.
- El modelo permite la optimización del standoff del revestidor en función al arrastre generado, datos especialmente útiles cuando se planifican pozos de alcance extendido.
- Debido a la flexibilidad y versatilidad del modelo, puede ser usado como base para desarrollar análisis en diferentes áreas tales como pandeo, vibraciones, análisis de esfuerzos, entre otras.

- Permite la reducción de fallas en la cementación de pozos asociadas a mala centralización.
- Permite la reducción de costos no planificados por concepto de atascamiento de tuberías.
- Permite optimizar los tiempos de la perforación y la completación e pozos.

12. 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 podemos concluir que el modelo numérico presentado para la estimación del torque y el arrastre tomando en cuenta la centralización de tuberías genera resultados acordes con las estimaciones teóricas y con las mediciones de campo, demostrando su robustez y aplicabilidad durante la fase de diseño de la construcción del pozo y en análisis post-falla.
- A partir de los resultados obtenidos para el pozo 2 se puede concluir que se obtiene un buen ajuste con los datos reales. El error medio absoluto (EMA) calculado al comparar ambas curvas (Figura 11) 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.

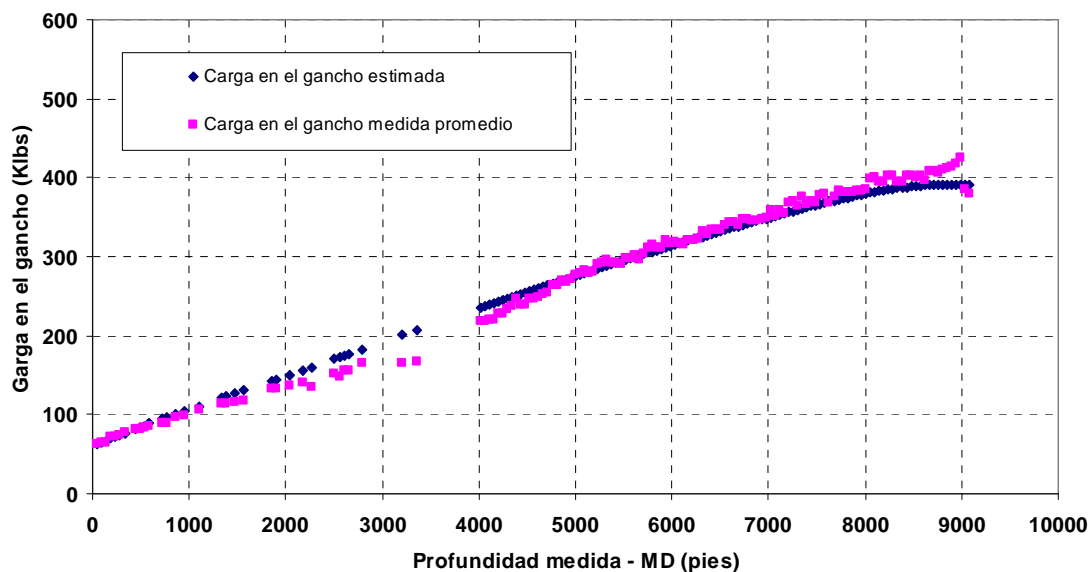


Figura 11. Comparación carga en el gancho estimada vs. medida – Pozo 2.

- 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.

REFERENCIAS

- [1] 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.
- [2] Ghiselin, D. "Best practices emerging for ERD wells". Hart's E & P, Septiembre 2009.
- [3] Sheppard, M.C. "Designing well path to reduce torque and drag". SPE 15463. New Orleans LA, Octubre 5-8, 1987.
- [4] Love, A. E. H. "A treatise of the mathematical theory of elasticity". 4ta edición. New York City, 1944.
- [5] Nordgren, R. P. "On computation of the motion of elastic rods". Trans. ASME, Journal of Applied Mechanics. Septiembre, 1974. pp.777-780.
- [6] 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.
- [7] Ho, H-S. "General formulation of drillstring under large deformation and its use in BHA analysis". New Orleans LA, Octubre 5-8, 1986.
- [8] 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.