

РОЗРАХУНОК НАПРУЖЕНЬ РОЗТЯГУ І ЗГИНУ В ОБСАДНІЙ КОЛОНІ, ВСТАНОВЛЕНІЙ У СВЕРДЛОВИНІ ЗІ СКЛАДНИМ ПРОФІЛЕМ

І.І. Палійчук

*ІФНТУНГ; 76019, м. Івано-Франківськ, вул. Карпатська 15, тел. (0342) 507626
e-mail: paliychuk.igor@tvnet.if.ua*

Обсадна колона у криволінійній свердловині представлена як суцільний довгий пружний стрижень. На нього вертикально діє вага, яка рівномірно розподілена по довжині та створює змінні осьові сили розтягу у тілі колони. Одночасно на неї діють сили реакції стінок свердловини, які разом з вагою вигинають колону початково прямолінійних труб. Прийнято, що вісь обсадної колони повторює вісь викривленої свердловини, а реакція стінок неперервно розподілена по довжині за певним законом, внаслідок якого колона набуває заданої форми. Складено систему диференціальних рівнянь рівноваги внутрішніх та зовнішніх сил і моментів, яку доповнено до замкнутого вигляду диференціальним рівнянням кривизни. Система описує великі деформації довгого пружного стрижня в одній площині. Уведення в розрахунок розподілених ваги, реакцій стінок та сил опору перетворюють її на неоднорідну. Особливістю системи є необхідність розв'язання оберненої задачі. При цьому відомими є зовнішнє навантаження та деформації стрижня, задані формою свердловини у вигляді даних інклінометричної таблиці. Визначенню підлягають невідомі внутрішні сили і така функція реакції стінок, яка створює його задану форму. Встановлено, що ця функція залежить від розподілу осьових сил, викликаних вагою і силами опору. У результаті систему зведено до лінійного неоднорідного диференціального рівняння зі змінними коефіцієнтами першого порядку відносно осьової сили та отримано його розв'язок у вигляді суми інтегралів. Показано, що один із них можна знайти у квадратурах лише для випадку постійного радіуса кривизни свердловини. Це зумовило необхідність застосування чисельних методів інтегрування. За розв'язком основного рівняння отримано формули розподілів осьових сил та згинальних моментів у тілі колони, а також реакцій стінок, які приводять колону до дійсного профілю свердловини. Для розрахунку вказаних силових чинників розроблені методика чисельного інтегрування даних інклінометричних вимірювань та програмне забезпечення числового аналізу реальної свердловини. Ця методика дозволяє виявити ділянки місцевого збільшення кривизни і ускладнення прохідності криволінійної свердловини та розрахувати основні параметри напружено-деформованого стану обсадної колони у ній.

Ключові слова: обсадна колона; криволінійна свердловина; осьова сила; реакція стінки; напружено-деформований стан.

Обсадная колонна в криволинейной скважине представлена сплошным длинным упругим стержнем. На него вертикально действует вес, который равномерно распределен по длине и создает переменные силы растяжения в теле колонны. Одновременно на неё действуют силы реакции стенок скважины, которые совместно с весом изгибают колонну первоначально прямолинейных труб. Принято, что ось обсадной колонны повторяет ось искривленной скважины, а реакция стенок непрерывно распределена по длине по определенному закону, вследствие которого колонна приобретает заданную форму. Составлена система дифференциальных уравнений равновесия внутренних и внешних сил и моментов, дополненная к замкнутому виду дифференциальным уравнением кривизны. Система описывает большие деформации длинного упругого стержня в одной плоскости. Введение в расчет распределенных веса, реакций стенок и сил сопротивления превращают её в неоднородную. Особенностью системы является необходимость решения обратной задачи. При этом известны внешняя нагрузка и деформации стержня, заданные формой скважины в виде данных инклинометрической таблицы. Определению подлежат неизвестные внутренние силы и функция реакции стенок, которая создает его заданную форму. Установлено, что эта функция зависит от распределения осевых сил, вызванных весом и силами сопротивления. В результате система приведена к линейному неоднородному дифференциальному уравнению с переменными коэффициентами первого порядка относительно осевой силы и получено его решение в виде суммы интегралов. Показано, что один из интегралов можно найти в квадратурах только в случае постоянного радиуса кривизны скважины. Это обусловило необходимость применения численных методов интегрирования. Из решения основного уравнения получены формулы распределения осевых сил и изгибающих моментов в теле колонны, а также реакций стенок, которые приводят колонну к действительному профилю скважины. Для расчета указанных силовых факторов разработаны методика численного интегрирования данных инклинометрических измерений и программное обеспечение числового анализа реальной скважины. Эта методика позволяет выявить

участки местного увеличения кривизны, осложнения проходимости криволинейной скважины и рассчитать основные параметры напряженно-деформированного состояния обсадной колонны в ней.

Ключевые слова: обсадная колонна; криволинейная скважина; осевая сила; реакция стенки; напряженно-деформированное состояние.

The casing column in the curvilinear well is represented as a long solid elastic rod. It has a vertically acting weight, which is evenly distributed along the length and creates variable axial tensile forces in the column body. At the same time, it is influenced by the reaction forces of the borehole walls, which, together with the weight, bend the column of initially straight pipes. It is assumed that the casing axis replicates the axis of the bent borehole, and the walls reaction is continuously distributed along the length according to a certain law, which, together with the weight, bends the column of the initially straight pipes. A system of differential equilibrium equations of internal and external forces and moments was composed. This system was supplemented to a closed form with the differential equation of curvature. This system describes large deformations of a long elastic rod in one plane. The introduction of the distributed weight, wall reactions and resistance forces into the calculation makes it non-uniform. Its feature is the need to solve the inverse problem. In this case the external load and rod deformations defined by the well shape in the form of an inclinometric data table are known. The unknown internal forces and the function of the walls reaction which creates its predetermined shape must be determined. It is established that this function depends on the distribution of axial forces caused by weight and resistance forces. As a result the system was reduced to a linear inhomogeneous differential equation with variable coefficients of the first order as to the axial force and its solution was obtained as a sum of integrals. It is shown that one of them can be found in quadratures only in the case of a constant radius of curvature of the well. This necessitated the use of numerical integration methods. Formulas for the distribution of axial forces and bending moments in the body of the column, as well as the reactions of the walls leading the column to the actual well profile are obtained from the solution of the basic equation. To calculate these force factors, a method for numerical integration of inclinometric measurements data and software for numerical analysis of a real well are developed. This technique allows to detect the areas of local increase of the curvature and difficult passage of the curvilinear wellbore and to calculate the main parameters of the stress-strain state of the casing column in it.

Key words: casing string; curved wellbore; axial force; wall reaction; stress-strain state.

Вступ

Технологія надійного та безпечного видобування нафти і газу з великих глибин вимагає кріплення стінок свердловини колоною обсадних труб. Сучасні методи похило-скерованого та горизонтального буріння дозволяють досягти продуктивних пластів на глибині 4-6 км при довжині колони 5-8 км, у той час як діаметр сталевих труб може складати лише 168-140 мм при товщині стінок 10-12 мм. При цьому основна експлуатаційна колона, яка з'єднує устя свердловини з покладами вуглеводнів, повинна бути суцільною, міцною і герметичною.

Типовий профіль свердловини складається з вертикальної ділянки, однієї чи кількох похилих ділянок (які забезпечують великий відхід від вертикальної) та привибійної вертикальної ділянок. Прямолинійні ділянки сполучені перехідними викривленими, які описують дугою кола з постійним радіусом. При проектуванні усі ділянки свердловини зазвичай розташовують в одній вертикальній площині.

Під час буріння виникають відхилення від проектного профілю свердловини, які постійно виправляються технічними і технологічними засобами. Внаслідок цього ділянки реальної свердловини не є точно прямолинійними чи дугами кола, а містять місцеві викривлення і відхилен-

ня від заданої форми. Для встановлення реального профілю пробуреної свердловини проводять її каротажні дослідження, під час яких вимірюють зенітний кут ϑ між дотичною до вигнутої осі свердловини і вертикаллю. За отриманими даними складають інклінометричну таблицю – залежність кута $\vartheta(s)$ від координати s , якою є відстань від денної поверхні вздовж криволінійної осі свердловини до визначеного перетину. Вимірювання проводять від устя свердловини до вибою з певним кроком Δs .

Обсадна експлуатаційна колона, опущена у криволінійну свердловину, вступає у силову взаємодію зі стінками свердловини завдяки жорсткості труб. Внаслідок реакції стінок колона вигинається, повторюючи профіль свердловини. У результаті цього у тілі труб виникає складний напружено-деформований стан, спричинений їх згином та осьовим розтягом, який значною мірою впливає на надійність та довговічність роботи обсадної колони.

Аналіз сучасних досліджень і публікацій

Дослідженню внутрішніх напружень у колонах труб нафтових свердловин присвячена робота Ю. А. Песляка [1]. Тут була сформульована задача визначення сил, які діють на колону труб у свердловині, коли її просторова фор-

ма є заданою. Для її вирішення застосовано систему рівнянь Г. Кірхгофа, які описують просторові викривлення довгого пружного стрижня, що має скінчену згинальну жорсткість, та проведено її розв'язання у векторній формі. Проте результати у скалярній формі, придатні для інженерних розрахунків, отримано лише для випадку ділянки свердловини, яка вигнута за дугою кола постійного радіуса в одній площині, та для випадку свердловини, яка задана гвинтовою лінією з постійним зенітним кутом і постійною швидкістю зміни азимутального кута.

Для визначення осьових сил і сил опору у випадку довільного викривлення свердловини застосовано чисельне інтегрування на прикладі свердловини з постійною швидкістю зміни зенітного та азимутального кута до їх максимального значення 90° . Слід зауважити, що у дослідженнях зроблені висновки про те, що при викривленні глибокої свердловини можна знехтувати згинальною жорсткістю колони труб [1, с.27] та що при виході осі свердловини із одної площини згину (тобто при наявності другої просторової кривизни осі – скруту) у тілі колони труб не виникає деформацій скручування [1, с.21]. Проте реакція стінки, що діє при цьому на зігнуту трубу, спрямована перпендикулярно до площини початкового згину і завжди створює момент скручування навколо дотичної до осі труби у початковому перетині.

У роботі П. А. Вислобіцького [2] розглянута задача просування та згинання колони труб у викривленому стовбурі свердловини. Для її вирішення застосовано геометричний підхід у дослідженні силової взаємодії труб зі стінками свердловини. При цьому трубу було графічно вписано у викривлену за дугою кола свердловину за кількома вірогідними, на думку автора, схемами розміщення точок контактування з її стінками, у яких можуть виникати реакції і сили опору. Діючі сили визначались за рівняннями рівноваги ділянок труби між цими точками контакту та за рівняннями деформацій труби, для яких застосовані формули малих деформацій консольної балки (що має вільний і защемлений кінці).

За отриманими залежностями зроблено висновок, що "у бурінні свердловин з горизонтальним закінченням стовбура, виходячи з технічних, технологічних та економічних показників, перевагу треба надавати малим радіусам викривлення стовбура" [2, с.324]. При загальній постановці задачі про згинання та прохідність колони труб у кривому стовбурі свердловини запропонована система диференціальних рівнянь, якими слід було виразити зігнений стан

колони [2, с.345], але вона не містить двох рівнянь рівноваги проєкцій внутрішніх і зовнішніх сил, а тому є незамкнутою і не може бути розв'язаною.

Отже, **невирішеною проблемою** залишається отримання замкнутої системи диференціальних рівнянь, що описує деформування колони труб у викривленій свердловині під дією власної ваги і реакцій стінок, розв'язки якої дозволять визначити розподіл осьових сил, згинальних моментів та напружень у тілі колони.

Постановка задачі і мета роботи

Довга колона обсадних труб у свердловині поводить себе як пружний нерозрізний стрижень [1, 3], який має достатню жорсткість на згин (чинить опір згинанню, не є ниткою). На нього діє вертикальна вага j , рівномірно розподілена по довжині, яка створює змінні осьові сили у тілі колони. Колона початково прямолінійних труб у криволінійній свердловині примусово набуває геометричної форми її викривленої осі. Це відбувається за рахунок сил реакції стінок свердловини, які разом з вагою діють на колону і вигинають її.

За технологією обсадна колона у свердловині розташовується на центрувальних пристроях. Проте достеменно невідомо, як вони суміщаються з місцевими відхиленнями форми свердловини: викривленнями, кавернами, жолобами. Об'єктивні дані про форму свердловини дає лише інклінометрична таблиця. Тому при постановці задачі прийнято, що вісь обсадної колони повторює вісь викривленої свердловини і співпадає з нею. Це забезпечується дією (реакцією) стінок свердловини на колону, розподіленою по усій її довжині.

Тому у першому наближенні вважаємо, що колона контактує зі стінками свердловини по усій довжині (нехтуємо малими зазорами між стінкою і трубою порівняно з великими геометричними відхиленнями осі від прямолінійної форми). Отже, разом з вагою j на довгий пружний стрижень діє реакція стінок $f(s)$, розподілена по його довжині за певним законом, внаслідок чого він набуває заданої форми. Приймаємо, що розподілене навантаження $f(s)$, яке спрямоване по нормалі до криволінійної осі стрижня, є додатним, якщо його проєкція на горизонталь має додатний напрям.

Мета роботи – розробити методику визначення розподілу осьових сил та реакцій стінок, які разом з власною вагою діють на колону об-

садних труб і приводять її до заданої форми свердловини. Для цього слід вивести та зінтегрувати систему диференціальних рівнянь рівноваги довгого пружного стрижня, зігнутого в одній площині. За отриманими результатами потрібно знайти вирази силових параметрів, які описують напружено-деформований стан обсадної колони у викривленій свердловині.

Основна система диференціальних рівнянь

Аналіз показав [3], що, не втрачаючи загальності розв'язку, можна розглядати великі пружні деформації довгого стрижня одиничної жорсткості на згин. При цьому згинальний момент чисельно дорівнює кривизні стрижня, а діючі силові чинники за величиною відрізняються від розрахункових лише множителем EJ (E – модуль пружності матеріалу; J – момент інерції поперечця стрижня).

Розглянемо дуговий елемент – відрізок викривленої осі стрижня довжиною ds , на початку якого дотична нахилена до вертикалі під зенітним кутом ϑ (рис. 1). У цьому перетині прикладені внутрішні поздовжня t і поперечна u сили та згинальний момент q . (Тут збережені позначення кута нутації ϑ і кривизни q , запропоновані Л. Ейлером та використані Г. Кірхгофом.) У кінцевому перетині елемента, який отримав приріст зенітного кута $d\vartheta$, прикладені такі ж силові чинники, але з приростами відповідно dt , du , dq , які спрямовані так, щоб зрівноважити початкові.

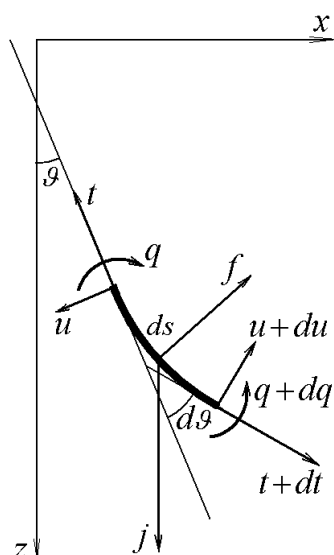


Рисунок 1 – Розрахункова схема викривленого пружного елемента колони

Також на елемент діють зовнішні сили: його вага $j ds$, реакція стінки $f ds$ і сила опору $k_t f ds$ (на рис. 1 не показана), спрямована по дотичній

до осі колони труб проти її руху, де k_t – коефіцієнт тертя. У рівняннях рівноваги, розглянутих далі, знак сили опору відповідає опусканню колони у свердловину. Для випадку її підймання у рівняннях та їх розв'язках слід прийняти коефіцієнт тертя з протилежним знаком.

Рівняння рівноваги проєкцій сил на нормаль:

$$-u - j ds \cdot \sin \vartheta + f ds \cdot \cos \frac{d\vartheta}{2} - k_t f ds \cdot \sin \frac{d\vartheta}{2} + (u + du) \cdot \cos d\vartheta + (t + dt) \cdot \sin d\vartheta = 0$$

Оскільки $ds \rightarrow 0$ і $d\vartheta \rightarrow 0$, то $\cos d\vartheta = 1$, $\sin d\vartheta = d\vartheta$, і отримуємо

$$-u - j \sin \vartheta \cdot ds + f ds - k_t f ds \cdot \frac{d\vartheta}{2} + u + du + t \cdot d\vartheta + dt \cdot d\vartheta = 0$$

Добутками нескінченно малих величин можна знехтувати, тоді

$$\frac{du}{ds} + t \cdot \frac{d\vartheta}{ds} - j \sin \vartheta + f = 0. \quad (1^*)$$

Рівняння рівноваги проєкцій сил на дотичну:

$$-t + j ds \cdot \cos \vartheta - f ds \cdot \sin \frac{d\vartheta}{2} - k_t f ds \cdot \cos \frac{d\vartheta}{2} + (t + dt) \cdot \cos d\vartheta - (u + du) \cdot \sin d\vartheta = 0$$

Оскільки $d\vartheta \rightarrow 0$, тоді

$$-t + j \cos \vartheta \cdot ds - f ds \cdot \frac{d\vartheta}{2} - k_t f ds + t + dt - u \cdot d\vartheta - du \cdot d\vartheta = 0,$$

$$\frac{dt}{ds} - u \cdot \frac{d\vartheta}{ds} + j \cos \vartheta - k_t f = 0. \quad (2^*)$$

Рівняння рівноваги кінцевих моментів і моментів кінцевих сил відносно початку елемента

$$-q + (q + dq) + (u + du) \cos d\vartheta \cdot ds \cos d\vartheta - (t + dt) \cos d\vartheta \cdot ds \sin d\vartheta = 0$$

У цьому рівнянні моменти від розподілених навантажень j та f відсутні внаслідок їх множення на дві нескінченно малі величини – на довжину елемента ds , що дає величину сили, і на половину хорди $ds/2$ як плече сили. Після розкриття дужок отримуємо:

$$dq + u \cdot ds + du \cdot ds - t \cdot ds \cdot d\vartheta - dt \cdot ds \cdot d\vartheta = 0,$$

$$\frac{dq}{ds} + u = 0. \quad (3^*)$$

Як бачимо, система диференціальних рівнянь (1^*-3^*) містить три невідомі функції t , u і q (які є внутрішніми силовими чинниками) та невідому функцію розподіленої реакції f (яка є зовнішнім навантаженням). Функція ϑ є відомою завдяки інклінометричній таблиці вимірювання свердловини.

Для існування розв'язку системи необхідне четверте рівняння. Його надає кінематичне рів-

няння Ейлера, яке встановлює зв'язок між функціями q кривизни стрижня і його кутової деформації ϑ в одній площині

$$q = \vartheta' = \frac{d\vartheta}{ds} = \frac{1}{R}, \quad (4^*)$$

де R – місцевий радіус кривизни; штрих позначає похідну по s .

Таким чином, система диференціальних рівнянь (1*–4*) стає замкнутою. Ця система описує великі деформації довгого пружного стрижня в одній площині та відрізняється від відомої чинниками, що уведено в розрахунок та істотно впливають на її розв'язок: розподілені вага, реакція стінок та сили опору, які перетворюють систему на неоднорідну. Також відмінністю запропонованої системи рівнянь є спосіб її отримання у замкнутому вигляді безпосередньо з постановки задачі в одній площині.

Цю ж систему можна отримати із системи рівнянь рівноваги Кірхгофа для просторово викривлюваного стрижня, яку обов'язково слід доповнювати системою кінематичних рівнянь Ейлера. Об'єктивна несиметричність останньої надзвичайно утруднює розв'язок задачі у просторовій постановці. Новизною розв'язаної задачі у площинній постановці є запропонований узагальнений шлях інтегрування системи без будь-яких спрощень (типу нехтування малістю деформацій). Він показав, що у загальному випадку не можна отримати її розв'язок у квадратурах, навіть для плоскої розрахункової схеми. Як наслідок, далі запропоновано і здійснено чисельне інтегрування результатів інклінометричних вимірювань свердловини.

Отже, колона труб як довгий пружний стрижень, зігнений в одній площині внаслідок викривлення свердловинною, описується неоднорідною системою чотирьох диференціальних рівнянь, яку перепишемо у вигляді:

$$u' + t \cdot \vartheta' = j \sin \vartheta - f, \quad (1)$$

$$t' - u \cdot \vartheta' = -j \cos \vartheta + k_T f, \quad (2)$$

$$q' + u = 0, \quad (3)$$

$$\vartheta' - q = 0. \quad (4)$$

Особливістю є те, що розв'язанню підлягає не пряма задача, у якій за відомим зовнішнім розподіленим навантаженням j і f визначають внутрішні сили t , u , q і деформації ϑ стрижня. Тут необхідно розв'язати обернену задачу – за відомими навантаженням j та деформаціями ϑ , які задані формою свердловини, потрібно визначити невідомі внутрішні сили t , u , q і таку функцію зовнішнього навантаження f , яка створює задану форму стрижня.

Застосувавши рівняння (3–4), виключимо із системи невідомі u і q та зведемо її до двох рівнянь:

$$t \cdot \vartheta' - \vartheta''' = j \sin \vartheta - f, \quad (5)$$

$$t' + \vartheta'' \cdot \vartheta' = -j \cos \vartheta + k_T f. \quad (6)$$

Тепер система диференціальних рівнянь (5–6), де функція зенітного кута ϑ відома, містить дві невідомі функції t і f . За рівнянням (5) маємо

$$f = j \sin \vartheta - t \cdot \vartheta' + \vartheta'''. \quad (7)$$

Отже, задача визначення розподіленої реакції стінок f вимагає знаходження осьової сили t . Для цього виключимо функцію f з системи (5–6):

$$t' + k_T \vartheta' \cdot t = k_T \vartheta''' - \vartheta' \cdot \vartheta'' + k_T j \sin \vartheta - j \cos \vartheta. \quad (8)$$

Отримане диференціальне рівняння першого порядку є лінійним неоднорідним і, у загальному випадку, зі змінними коефіцієнтами. Проведемо дослідження та розв'язання основного диференціального рівняння (8).

Інтегрування диференціального рівняння осьової сили

Позначимо праву частину (8) так

$$\phi = k_T \vartheta''' - \vartheta' \cdot \vartheta'' + j(k_T \sin \vartheta - \cos \vartheta). \quad (9)$$

Інтегрування (8) проведемо за умови, що коефіцієнт опору рухові колони у межах однієї ділянки постійний: $k_T = \text{const}$, $0 < k_T < 1$. Розв'язуємо задачу Коші за умови, що у встановленому перетині з координатою $s = L$, де одночасно $z = Z$ і $\vartheta = \Theta$ прикладена осьова сила $t(L) = t_Z$.

Загальний розв'язок неоднорідного рівняння (8) шукаємо методом Бернуллі [4] у вигляді добутку двох функцій: $t = v \cdot w$; тоді його підстановка у (8) дає

$$v' \cdot w + v \cdot w' + k_T \vartheta' \cdot v \cdot w = \phi, \\ (v' + k_T \vartheta' \cdot v) \cdot w + v \cdot w' = \phi. \quad (10)$$

Оскільки ми шукаємо одну функцію t , то одна з двох функцій добутку може бути довільною. Виберемо v такою, що задовольняє однорідне рівняння, утворене з виразу у дужках (10) і розв'язок якого знайдемо розділенням змінних [4]:

$$v' + k_T \vartheta' \cdot v = 0, \quad (11)$$

$$v'/v = -k_T \vartheta', \quad (\ln v)' = -k_T \vartheta',$$

$$\ln v = -k_T \int_L^s \vartheta' ds = k_T \int_{\vartheta}^{\Theta} d\vartheta = k_T (\Theta - \vartheta),$$

$$v = e^{k_T (\Theta - \vartheta)}. \quad (12)$$

Тепер підставимо вирази (11), (12) і (9) у рівняння (10) та зінтегруємо отримане диференціальне рівняння:

$$\begin{aligned} v \cdot w' &= \phi, \quad e^{k_T \vartheta} \cdot w' = \phi \cdot e^{k_T \vartheta}, \\ e^{k_t \vartheta} \cdot w' &= k_t e^{k_t \vartheta} \vartheta'' - e^{k_t \vartheta} \vartheta' \vartheta'' + \\ &+ j e^{k_t \vartheta} (k_t \sin \vartheta - \cos \vartheta), \\ e^{k_t \vartheta} (w - c) &= k_t \int_L^s e^{k_t \vartheta} \vartheta''' ds - \\ &- \int_L^s e^{k_t \vartheta} \vartheta' \vartheta'' ds + \\ &+ j \int_L^s e^{k_t \vartheta} (k_t \sin \vartheta - \cos \vartheta) ds. \end{aligned} \quad (13)$$

де c — стала інтегрування.

Перший з інтегралів (13) знайдемо інтегруванням частинами:

$$\begin{aligned} \int_L^s e^{k_t \vartheta} \vartheta''' ds &= \int_{\Theta}^{\vartheta} e^{k_t \vartheta} d(\vartheta'') = \\ &= e^{k_t \vartheta} \vartheta'' \Big|_{\Theta}^{\vartheta} - \int_{\Theta}^{\vartheta} \vartheta'' d(e^{k_t \vartheta}) = \\ &= e^{k_t \vartheta} \vartheta'' - e^{k_t \Theta} \vartheta''_{\Theta} - k_t \int_L^s e^{k_t \vartheta} \vartheta' \vartheta'' ds. \end{aligned}$$

де $\vartheta'_{\Theta} = \vartheta'(\Theta)$ — значення похідної функції у встановленому перетині, де $\vartheta = \Theta$.

Тепер перший і другий інтеграли (13) можна об'єднати:

$$\begin{aligned} k_t \int_L^s e^{k_t \vartheta} \vartheta''' ds - \int_L^s e^{k_t \vartheta} \vartheta' \vartheta'' ds &= \\ = k_t e^{k_t \vartheta} (e^{k_t(\vartheta-\Theta)} \vartheta'' - \vartheta''_{\Theta}) - (1 + k_t^2) \int_L^s e^{k_t \vartheta} \vartheta' \vartheta'' ds \end{aligned}$$

Другий з інтегралів (13) також зінтегруємо частинами:

$$\begin{aligned} \int_L^s e^{k_t \vartheta} \vartheta' \vartheta'' ds &= \frac{1}{2} \int_{\Theta}^{\vartheta} e^{k_t \vartheta} d(\vartheta'^2) = \\ &= \frac{e^{k_t \vartheta} \vartheta'^2}{2} \Big|_{\Theta}^{\vartheta} - \frac{1}{2} \int_{\Theta}^{\vartheta} \vartheta'^2 d(e^{k_t \vartheta}) = \\ &= \frac{e^{k_t \vartheta} \vartheta'^2 - e^{k_t \Theta} \vartheta'^2_{\Theta}}{2} - \frac{k_t}{2} \int_L^s e^{k_t \vartheta} \vartheta'^3 ds = \\ &= \frac{e^{k_t \vartheta}}{2} (e^{k_t(\vartheta-\Theta)} \vartheta'^2 - \vartheta'^2_{\Theta}) - \frac{k_t}{2} \int_L^s e^{k_t \vartheta} \vartheta'^3 ds. \end{aligned}$$

Підставивши отримані інтеграли у (13), отримуємо функцію w :

$$\begin{aligned} e^{k_t \vartheta} (w - c) &= k_t e^{k_t \vartheta} (e^{k_t(\vartheta-\Theta)} \vartheta'' - \vartheta''_{\Theta}) - \\ &- (1 + k_t^2) \int_L^s e^{k_t \vartheta} \vartheta' \vartheta'' ds + \\ &+ j \int_L^s e^{k_t \vartheta} (k_t \sin \vartheta - \cos \vartheta) ds = \\ &= k_t e^{k_t \vartheta} (e^{k_t(\vartheta-\Theta)} \vartheta'' - \vartheta''_{\Theta}) - \frac{1 + k_t^2}{2} \times \\ &\times \left(e^{k_t \vartheta} (e^{k_t(\vartheta-\Theta)} \vartheta'^2 - \vartheta'^2_{\Theta}) - k_t \int_L^s e^{k_t \vartheta} \vartheta'^3 ds \right) + \\ &+ j \int_L^s e^{k_t \vartheta} (k_t \sin \vartheta - \cos \vartheta) ds, \\ w &= k_t (e^{k_t(\vartheta-\Theta)} \vartheta'' - \vartheta''_{\Theta}) - \frac{1 + k_t^2}{2} \times \\ &\times \left((e^{k_t(\vartheta-\Theta)} \vartheta'^2 - \vartheta'^2_{\Theta}) - \frac{k_t}{e^{k_t \vartheta}} \int_L^s e^{k_t \vartheta} \vartheta'^3 ds \right) + \\ &+ \frac{j}{e^{k_t \vartheta}} \int_L^s e^{k_t \vartheta} (k_t \sin \vartheta - \cos \vartheta) ds + c. \end{aligned} \quad (14)$$

Добуток функцій (12) і (14) дає функцію t :

$$\begin{aligned} t &= e^{k_t(\Theta-\vartheta)} w = k_t (\vartheta'' - e^{k_t(\Theta-\vartheta)} \vartheta''_{\Theta}) - \frac{1 + k_t^2}{2} \times \\ &\times \left((\vartheta'^2 - e^{k_t(\Theta-\vartheta)} \vartheta'^2_{\Theta}) - \frac{k_t}{e^{k_t \vartheta}} \int_L^s e^{k_t \vartheta} \vartheta'^3 ds \right) + \\ &+ \frac{j}{e^{k_t \vartheta}} \int_L^s e^{k_t \vartheta} (k_t \sin \vartheta - \cos \vartheta) ds + c e^{k_t(\Theta-\vartheta)}. \end{aligned}$$

За умовою задачі Коші отримуємо $c = t_z$.

Отже, розподіл осьової сили у тілі колони труб з врахуванням викривлення свердловиною і тертя до її стінки має вигляд

$$\begin{aligned} t &= k_t (\vartheta'' - \vartheta''_{\Theta} e^{k_t(\Theta-\vartheta)}) - \frac{1 + k_t^2}{2} \times \\ &\times \left((\vartheta'^2 - \vartheta'^2_{\Theta} e^{k_t(\Theta-\vartheta)}) + \frac{k_t}{e^{k_t \vartheta}} \int_s^L e^{k_t \vartheta} \vartheta'^3 ds \right) - \\ &- \frac{j}{e^{k_t \vartheta}} \int_s^L e^{k_t \vartheta} (k_t \sin \vartheta - \cos \vartheta) ds + t_z e^{k_t(\Theta-\vartheta)}. \end{aligned} \quad (15)$$

У виразі (15) змінено напрямок інтегрування. Перетвореннями вдалося позбутися другої і третьої похідних під інтегралами. Останній інтеграл (15) у загальному випадку спростити не вдається. Його можна знайти у квадратурах лише для випадку постійного радіуса кривизни свердловини [3], коли $ds = R d\vartheta$.

Знаючи осьову силу t (15), за виразом (7) можна знайти розподілену реакцію стінок свердловини: $f = j \sin \vartheta - t \cdot \vartheta' + \vartheta'''$.

Чисельне диференціювання та інтегрування інклінометричної таблиці

За даними інклінометрії – за таблицею зенітних кутів ϑ , які виміряні з кроком Δs , будують профіль свердловини. Спочатку знаходять прирости глибини Δz горизонтального відходу Δx від вертикальної осі свердловини у директивному напрямку буріння, зміщення Δy від директивного напрямку:

$$\Delta z_n = \Delta s_n \cos \vartheta_n,$$

$$\Delta x_n = \Delta s_n \sin \vartheta_n \cos(A_n - Az),$$

$$\Delta y_n = \Delta s_n \sin \vartheta_n \sin(A_n - Az),$$

де n – порядковий номер вимірювання; $\Delta s_n = s_n - s_{n-1}$ – приріст координати s перетину вздовж викривленого стовбура свердловини; A_n – виміряний магнітний азимут; Az – азимут директивного напрямку.

Виміри реальної пробуреної свердловини мають певну похибку, на яку впливають багато чинників: відхилення діаметра свердловини, відхилення її форми у вигляді жолобів і каверн, точність вимірювальних механізмів інклінометра, співрозмірність його габаритів з величиною місцевих відхилень стовбура, поєднання цих чинників на суміжних ділянках. Для зменшення їх впливу на відтворення профілю свердловини виміряні значення кутів усереднюють з попередніми вимірами, зокрема

$$\vartheta_n = \frac{\vartheta_n^{meas} + \vartheta_{n-1}^{meas}}{2},$$

де позначка *meas* вказує на реально виміряне значення.

Для врахування ситуації на попередній і наступній ділянках вимірювання можна запропонувати згладження виміряних даних методом вагових коефіцієнтів [5], зокрема за симетричною схемою:

$$\vartheta_n = \frac{\vartheta_{n-1}^{meas} + 2\vartheta_n^{meas} + \vartheta_{n+1}^{meas}}{4}, \quad (16)$$

за якої більшу вагу має вимір у даному перетині.

За розрахованими приростами знаходять абсолютні значення глибини Z_n , відходу X_n , зміщення Y_n як суму приростів:

$$Z_n = \sum_{i=1}^n \Delta z_i, \quad X_n = \sum_{i=1}^n \Delta x_i, \quad Y_n = \sum_{i=1}^n \Delta y_i,$$

за якими будують вертикальний профіль і горизонтальний план свердловини.

Для чисельного диференціювання таблично заданої функції ϑ можна використати такі схеми [5] – ліву ("назад", позначка l), праву ("вперед", позначка r) і центральну відповідно:

$$d^l \vartheta_n = \frac{\vartheta_n - \vartheta_{n-1}}{s_n - s_{n-1}} = \frac{\vartheta_n - \vartheta_{n-1}}{\Delta s_n},$$

$$d^r \vartheta_n = \frac{\vartheta_{n+1} - \vartheta_n}{s_{n+1} - s_n} = \frac{\vartheta_{n+1} - \vartheta_n}{\Delta s_{n+1}},$$

$$d \vartheta_n = \frac{d^l \vartheta_n + d^r \vartheta_n}{2} = \frac{\vartheta_{n+1} - \vartheta_{n-1}}{s_{n+1} - s_{n-1}}, \quad (17)$$

де літерою d позначено чисельне диференціювання.

Для зменшення впливів випадкових похибок вимірювання перевагу слід надати центральній схемі диференціювання (17). Згідно з нею значення другої $d2$ і третьої $d3$ похідних можна отримати відповідно за формулами:

$$d2 \vartheta_n = \frac{d \vartheta_{n+1} - d \vartheta_{n-1}}{s_{n+1} - s_{n-1}}, \quad (18)$$

$$d3 \vartheta_n = \frac{d2 \vartheta_{n+1} - d2 \vartheta_{n-1}}{s_{n+1} - s_{n-1}}. \quad (19)$$

Отже, застосувавши вираз (7), дійсне значення F_n розподіленої реакції стінки свердловини на n -ій ділянці можна знайти за формулою:

$$F_n = EJ f_n =$$

$$= EJ j \sin \vartheta_n - T_n \cdot d \vartheta_n + EJ \cdot d3 \vartheta_n, \quad (20)$$

де $T_n = EJ t_n$ – дійсне значення осьової сили, яку попередньо треба знайти, визначивши інтеграл у виразі (15).

Як відомо [5], чисельне інтегрування таблично заданих функцій здійснюють за схемою прямокутників або трапецій, яка є точнішою. Для цього інтервал інтегрування $[s, L]$ розбивають на елементарні проміжки; на кожному з них знаходять площу трапеції, побудованої на ординатах функції на краях проміжку. Значення інтегралу дорівнює сумі площ усіх елементарних трапецій.

Для інклінометричної таблиці за елементарний проміжок природно вибрати крок вимірювання Δs , тоді можна знайти необхідні для формули (15) значення підінтегральних функцій на краях кожного проміжку.

Як показує формула (15), щоб знайти значення осьової сили t у поточному перетині s , потрібно знати її значення t_z у кінці інтервалу інтегрування. А єдиним перетином обсадної колони, де заздалегідь відома осьова сила, є її вільний кінець (башмак) – тут $t_z = 0$. Виходячи з цього, розроблено наступну методику чисельного аналізу інклінометричної таблиці.

За інтервал інтегрування слід вибрати крок вимірювання Δs . Тоді у поточному перетині s_n , який є початком інтервалу і де треба знайти осьову силу t_n , можна визначити усі необхідні для (15) значення функцій і похідних. Ці ж значення у кінці інтервалу (при $s=L$ і $\vartheta=\Theta$) знаходяться за даними наступного $(n+1)$ -го виміру.

Водночас, необхідне для (15) значення інтегралу дорівнює площі трапеції, побудованої на ординатах підінтегральних функцій, визначених за даними n -го та $(n+1)$ -го вимірів. Значення площі трапеції знаходиться як добуток кроку Δs на середнє арифметичне вказаних ординат.

Таким чином, перетворивши формулу (15) та інтеграли в ній згідно із запропонованою методикою, дійсне значення осьової сили T_n на кожному кроці інтегрування можна визначити за формулою

$$T_n = \frac{EJ}{e^{k\vartheta_n}} \left[k(e^{k\vartheta_n} d2\vartheta_n - e^{k\vartheta_{n+1}} d2\vartheta_{n+1}) - \frac{1+k^2}{2} \left(e^{k\vartheta_n} (d\vartheta_n)^2 - e^{k\vartheta_{n+1}} (d\vartheta_{n+1})^2 + k(s_{n+1} - s_n) \times \frac{e^{k\vartheta_n} (d\vartheta_n)^3 + e^{k\vartheta_{n+1}} (d\vartheta_{n+1})^3}{2} \right) \right] + \frac{EJj}{e^{k\vartheta_n}} \times \frac{e^{k\vartheta_n} (\cos \vartheta_n - k \sin \vartheta_n) + e^{k\vartheta_{n+1}} (\cos \vartheta_{n+1} - k \sin \vartheta_{n+1})}{2} \times (s_{n+1} - s_n) + T_{n+1} \frac{e^{k\vartheta_{n+1}}}{e^{k\vartheta_n}}. \quad (21)$$

Починаючи з останнього N -го виміру, для якого відоме значення $T_N = EJt_Z = 0$, за (21) можна знайти попереднє значення T_{N-1} , за яким – значення T_{N-2} і так далі. Отже, визначення розподілу осьових сил у тілі труби відбувається знизу угору вздовж обсадної колони від її вільного кінця, для чого слід попередньо задатись значенням осьової сили для останнього виміру. Виходячи з цієї особливості, чисельний аналіз інклінометричної таблиці можна легко здійснити за допомогою табличного процесора Excel.

Програмна реалізація методики чисельного аналізу

Використовуючи можливості електронних таблиць Excel, описуємо конструкцію обсадної колони, задавши діаметри D_n труб та товщину δ_n їх стінок на кожному інтервалі глибин відповідно до проекту свердловини. Визначаємо площу S_n попереччя труб та його момент інерції J_n відповідно за формулами:

$$S_n = \frac{\pi D_n^2}{4} - \frac{\pi (D_n - 2\delta_n)^2}{4} = \pi \delta_n (D_n - \delta_n), \quad (22)$$

$$J_n = \frac{\pi D_n^4}{64} - \frac{\pi (D_n - 2\delta_n)^4}{64} = \frac{\pi \delta_n (D_n - \delta_n)}{2} \left(\frac{D_n^2}{4} - \frac{\delta_n (D_n - \delta_n)}{2} \right). \quad (23)$$

На кожному інтервалі глибин відповідно задаємо масу m_t одного погонного метра обсадної труби, масу m_m муфти, довжину l_m труб (відстань між муфтами), масу m_c центратора та відстань l_c між центраторами. Тоді зведена маса m_n одного погонного метра обсадної колони визначається формулою

$$m_n = m_t + \frac{m_m}{l_m} + \frac{m_c}{l_c}. \quad (24)$$

Якщо є відомості про фізичні коефіцієнти тертя сталевих труб до різних типів гірських порід, задаємо їх значення для кожного інтервалу залягання цих порід згідно з геологічним розрізом свердловини. За відсутності таких даних на інтервалах глибин використаємо орієнтовні усереднені значення коефіцієнтів тертя.

Так само задаємо значення густин γ_n бурового розчину, який знаходиться у свердловині після її промивання перед опусканням обсадної колони. У результаті розраховуємо зведену вагу j_n одного погонного метра обсадної колони за формулою

$$j_n = \frac{9,8(\rho - \gamma_n) \cdot m_n}{EJ_n \rho}, \quad (25)$$

де ρ – густина матеріалу обсадної колони;

m_n/ρ – площа її зведеного поперечного перетину.

Вздовж стовбура свердловини знаходимо величини осьових сил та реакцій стінки за формулами (21) і (20). Значення місцевих радіусів R_n кривизни та внутрішніх згинальних моментів M_n розраховуємо відповідно за формулами:

$$R_n = 1/d\vartheta_n, \quad M_n = EJq_n = EJd\vartheta_n. \quad (26)$$

Для визначення запасу міцності обсадної колони визначаємо місцеві максимальні значення внутрішніх напружень у тілі труб за сумою напружень від розтягу і згину:

$$\sigma_{\max} = \frac{T_n}{S_n} + \frac{|M_n| D_n}{J_n 2} = \frac{T_n}{S_n} + \frac{E D_n}{2 |R_n|}. \quad (27)$$

Значення згинального моменту та радіуса кривизни взято за модулем, щоб отримати максимальне значення напруження у трубі незалежно від напрямку її згину і розташування розтягнутих волокон.

Розроблену програму чисельного аналізу перевірено у тестовому режимі шляхом порів-

Таблиця 1 – Теоретичні характеристики проекту свердловини № 170

Інтервали довжин колони, м	Характеристика ділянок	Діаметр D колони, товщина δ стінки труб, мм	Зенітний кут ϑ , приріст кута $\Delta\vartheta$ на 10 м	Реакція $F=EJf$ стінки свердловини, кН/м	Радіус R кривизни, м	Згинальний момент $M=EJq$, кНм	Стрибок напружень у тілі труби, МПа	
0...1200	вертикальна	168×10,6	0°	0	–	0	–	
1200...1350		146×10,7	0°	0	–	0	+ 29,2	
1350...1650	набір зенітного кута		$\vartheta = 0...14^{\circ},5$ $\Delta\vartheta = 0^{\circ},5$	– 0,85 – 0,66	+ 1146	+ 1,83	+ 12,7 – 12,7	
1650...2400	похила		$\vartheta = 14^{\circ},5$	+ 0,077	–	0	–	
2400...2480	спад зенітного кута		$\vartheta = 14^{\circ},5...13^{\circ},7$ $\Delta\vartheta = -0^{\circ},1$	+ 0,19 + 0,18	– 5730	– 0,37	+ 2,6 – 2,6	
2480...3700	похила		140×10,5	$\vartheta = 13^{\circ},7$	+ 0,073	–	0	–
3700...3800					+ 0,068			+ 3,3
3800...4150	спад зенітного кута			$\vartheta = 13^{\circ},7...0$ $\Delta\vartheta = -0^{\circ},4$	+ 0,23 + 0,11	– 1432	– 1,25	+ 9,8 – 9,8
4150...4680	вертикальна	0°		0	–	0	–	

няння з результатами аналітично знайдених формул осьової сили t і реакції стінок f для ділянки свердловини постійного радіуса кривизни з врахуванням сил тертя [4]. При цьому відносна похибка розрахунків склала не більше 0,02%.

Результати аналізу діючої свердловини

Апробація розробленої методики проведена за даними реальної свердловини № 170. Але спочатку проведено аналіз її проекту з використанням теоретичних розв'язків. Для цього на ділянках, з яких складається реальний проект, за формулами, отриманими аналітично у роботі [3], розраховано такі параметри: розподіл осьових сил на початковій і кінцевій вертикальних ділянках; розподіли осьових сил і реакцій стінок на радіусній ділянці набору зенітного кута, на двох похилих прямолінійних ділянках та на двох радіусних ділянках спаду зенітного кута. Значення радіусів кривизни та згинальних моментів розраховано за формулами (26), максимальних напружень – за (27). Результати розрахунків подано у таблиці 1.

Теоретичний аналіз проекту свердловини показав, що осьова сила у тілі колони зі збільшенням глибини зменшується кусково-лінійно як на прямолінійних ділянках (вертикальних і похилих), так і на викривлених за дугою кола.

Останнє пояснюється невеликими значеннями зенітних кутів, що узгоджується з результатами [3]. Такий самий характер (кусково-лінійне зменшення) має й розподіл напружень розтягу у тілі труб. При цьому виявлено стрибкоподібну зміну напружень двох типів. Перший тип (на відмітках 1200 м і 3700 м) спричинений зміною типорозміру обсадних труб.

Другий тип стрибків напружень характерний для інтервалів викривлення обсадної колони (з постійним радіусом кривизни згідно з проектом) і визначається величиною згинального моменту, створеного викривленням. Також відбуваються стрибки реакцій стінок свердловини у місцях спряження її прямолінійних і викривлених ділянок.

Стрибкоподібний характер зміни напружень та реакцій стінок пояснюється тим, що при переході від прямолінійних ділянок проектної свердловини до вигнутих дугою кола немає геометричного зламу її осі, оскільки у перехідному перетині дотичні співпадають. Але тут відбувається стрибок величини згинального моменту, який є на дуговій ділянці та пропорційний кривизні, але відсутній на прямолінійній ділянці. Це є наслідком ідеалізації проекту, у першу чергу, через описання викривлених ділянок дугою ідеального кола. У реальній свердловині, діаметр якої дещо більший за діаметр

труб, краї колони на спряжених ділянках завдяки пружності труб отримують змінні кривизни, які набувають значень від R^{-1} на дуговій ділянці до 0 на прямій та навпаки.

Додатна реакція свердловини свідчить, що обсадна колона опирається на нижню її стінку; це спостерігається на похилих прямолінійних і на ділянках спаду зенітного кута (табл. 1). Від'ємна реакція стінок показує, що колона впирається у верхню стінку свердловини за рахунок сил пружності початково прямолінійних обсадних труб; це виявляється на ділянці набору зенітного кута. На похилих ділянках реакція свердловини співпадає з величиною реакції похилої площини. На викривлених ділянках реакція стінок змінюється, але з огляду на невеликі довжини дуг її зміну можна вважати лінійною. Ці результати узгоджуються з висновками [3].

Проект свердловини № 170, який задано у вигляді інклінометричної таблиці, також був опрацьований розробленою програмою чисельного аналізу; результати цього представлені на рис. 2 лініями 1. Характери розподілів осьових сил, реакцій стінок свердловини, згинальних моментів, максимальних напружень у тілі колони, отримані чисельним аналізом та розраховані за аналітичними формулами [3], якісно цілком співпадають.

Кількісна оцінка показала, що найбільша різниця між чисельним і теоретичним розрахунком осьових сил за проектом спостерігається в околах спряження прямолінійних і дугових ділянок свердловини. У перетині між вертикальною ділянкою і дуговою з набором зенітного кута вона досягає 3,2%, у перетині між похилою і дуговою зі спадом кута – 3,0%. У середньому на прямолінійних і довгих дугових ділянках різниця складає 1,5...2,5%.

Різниця між чисельним і теоретичним розрахунком реакцій стінок проектною свердловини виявляється лише на дугових ділянках (у середньому 0,7...1,5%). Найбільшого значення різниця досягає в околі стрибка величини реакції: 2,8% на початку ділянки набору зенітного кута та 2,1% на початку ділянки спаду. На прямолінійних ділянках (зокрема, на похилих) розрахунки реакцій дають однакові значення.

Похибка розробленого методу чисельного аналізу спричинена неточністю чисельного диференціювання та інтегрування і, в першу чергу, залежить від вибору величини кроку [5]. Різниця між чисельним і теоретичним розрахунками проектних максимальних напружень у тілі труб складає 0,01...0,03% вздовж усієї колони.

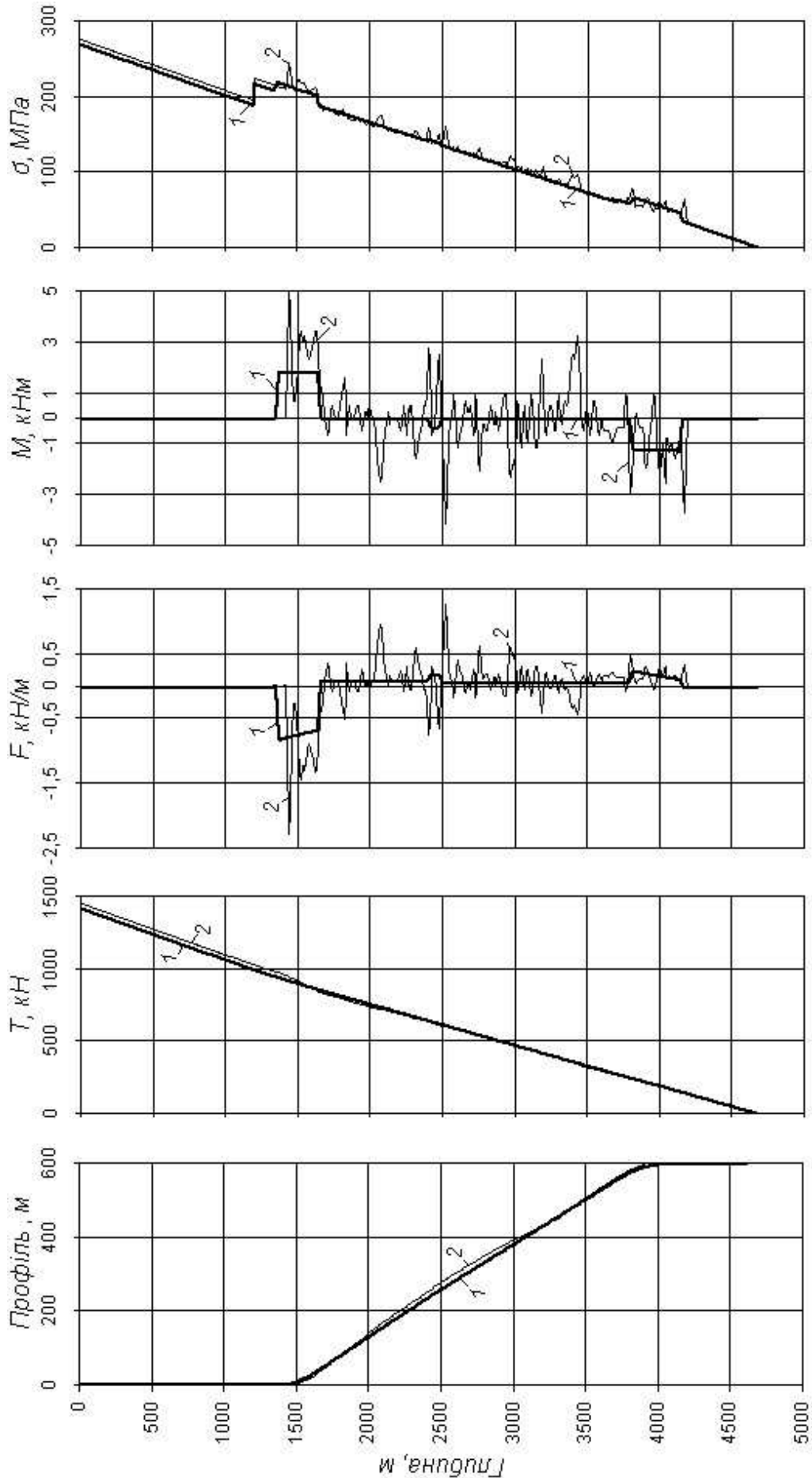
Також розробленою програмою чисельного аналізу була опрацьована інклінометрична таблиця даних польових вимірювань дійсної свердловини № 170; результати цього представлені на рис. 2 лініями 2. Це дозволило виявити наступні особливості поведінки обсадної колони у реальній пробуреній свердловині.

Графіки теоретичних і дійсних осьових сил практично співпадають (рис. 2b). Різниця між ними на вертикальній ділянці зростає від 2,2% і до 3,3% у перетині, де починається викривлення свердловини та набір зенітного кута. Найбільшого значення ця різниця досягає у нижній частині похилої ділянки і на переході від похилої до вертикальної – до 4,6%. На інших похилих і викривлених ділянках різниця складає 1...3%. Проте ці оцінки осьових сил не можна віднести до похибки чисельного методу (тому що опрацьовано різні за походженням дані – проектні та реально виміряні). У першу чергу вони свідчать про задовільне співпадіння у цілому проектного і пробуреного профілів свердловини, що видно на рис. 2a.

Дійсні відхилення профілю реальної свердловини від проектного показує графік згинальних моментів (рис. 2d), який можна розглядати також як графік зміни дійсної кривизни свердловини, оскільки вони пропорційні згідно з формулою (26). Як бачимо, вісь реально пробуреної свердловини істотно відхиляється від проектного профілю (прямолінійного чи радіусного). Про це свідчить постійна зміна згинальних моментів як за величиною, так і за напрямком, що спричинено відповідною зміною дійсних значень місцевої кривизни свердловини. Це відбувається внаслідок впливу великої кількості технічних, технологічних та геологічних чинників на процес буріння.

За таких умов обсадна колона, намагаючись зберегти свою первісно прямолінійну форму, за рахунок сил пружності опирається на протилежні стінки стохастично викривленої свердловини, викликаючи відповідно змінні за величиною і за напрямком реакції (рис. 2c). За порівнянням рис. 2c і 2d бачимо, що величина і зміна місцевої кривизни свердловини викликає відповідно пропорційну величину і зміну реакції її стінки. Реакція стінки також пропорційна згинальній жорсткості обсадної колони. Відповідно до цього змінюється і внутрішній згинальний момент та напруження згину у тілі труби.

Найбільший стрибок значень реакції стінки реальної свердловини, згинального момента та максимальних напружень у тілі обсадної колони спостерігається на відмітці 1440 м, де починається дійсне викривлення свердловини та



1 – за проектом свердловини; 2 – за даними інклінометричних вимірювань
 Рисунок 2 – Профіль свердловини (а), графіки осьових сил (б), реакцій стінок (в), згинальних моментів (г) і нормальних напружень (д) у колоні, суміщені за інтервалами глибин

набір зенітного кута (на відміну від проектної 1350 м). Разом з цим отримані результати чисельного аналізу реальної свердловини дозволили виявити її ділянки зі значним збільшенням кривизни та реакції стінки. У першу чергу, це ділянки, на яких відбувалося примусове викривлення свердловини (збільшення та зменшення зенітного кута). Крім того, на ділянках стабілізації зенітного кута також можна виявити місцеве збільшення кривизни і реакції стінки.

Чисельний аналіз напружень показує, що для даного профілю свердловини домінуючими є напруження розтягу колони (рис. 2е). Місцеві збільшення напружень мають флюктуаційний характер та однозначно пов'язані зі збільшенням місцевої кривизни свердловини і згинального моменту у колоні.

Практичне застосування результатів

Розроблена методика чисельного аналізу свердловини дає змогу перед опусканням обсадної колони виявити ділянки зі значним місцевим збільшенням кривизни, що вказує на їх утруднену прохідність. Це дозволяє точно визначити інтервали глибин для проведення робіт з розширення діаметра свердловини.

Також за результатами аналізу можна визначити розподіл напружень розтягу і згину в обсадній колоні, за якими спрогнозувати її працездатність та ресурс роботи у викривленій свердловині.

Висновки

Напружено-деформований стан обсадної колони у криволінійній свердловині можна визначити за неоднорідною системою диференціальних рівнянь, яка описує згинання довгого пружного стрижня під дією розподілених сил власної ваги, реакцій опор і тертя. Задаючи форму свердловини відомою функцією зенітного кута, можна знайти розв'язки системи у вигляді функцій розподілу осьових сил та згинальних моментів у тілі колони, а також реакцій стінок, які приводять колону до дійсного профілю свердловини.

Основні параметри напружено-деформованого стану обсадної колони у реально пробуреній свердловині можна визначити за розробленими методикою чисельного інтегрування даних інклінометричних вимірювань свердловини та програмним забезпеченням їх чисельного аналізу. Це дозволяє виявити ділянки місцевого збільшення кривизни та утрудненої прохідності криволінійної свердловини.

Література

- 1 Песляк Ю. А. Расчет напряжений в колоннах труб нефтяных скважин / Ю. А. Песляк. – М.: Недра, 1973. – 217 с.
- 2 Вислобіцький П. А. Розрахунки граничних станів колон труб та трубопроводів / П. А. Вислобіцький – К.: Лотос, 1997. – 364 с.
- 3 Палійчук І. І. Взаємодія колони обсадних труб зі стінками похилої, викривленої і горизонтальної ділянок свердловини / І. І. Палійчук // Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ. – 2018. – № 1 (66) – С. 27-37.
- 4 Матвеев Н. М. Методы интегрирования обыкновенных дифференциальных уравнений / Н. М. Матвеев. – Минск: Вышэйшая школа, 1974. – 768 с.
- 5 Лященко М. Я. Чисельні методи: підручник / М. Я. Лященко, М. С. Головань. – К.: Либідь, 1996. – 288 с.

REFERENCES

- 1 Pesliak Yu. A. Raschet napriazheniy v kolonnakh trub neftyanykh skvazhyn / Yu. A. Pesliak. – М.: Nedra, 1973. – 217 p.
- 2 Vyslobitskyi P. A. Rozrakhunky hranychnykh staniv kolon trub ta truboprovodiv / P. A. Vyslobitskyi – К.: Lotos, 1997. – 364 p.
- 3 Paliichuk I. I. Vzaiemodiia kolony obsadnykh trub zi stinkamy pokhyloi, vykryvlenoi i horizontalnoi dilianok sverdlovyiny / I. I. Paliichuk // Rozvidka ta rozrobka naftovykh i hazovykh rodovyshch. – 2018. – No 1 (66) – pp. 27-37.
- 4 Matveev N. M. Metody integrirovaniia obyknovennykh differentsialnykh uravnenii / N. M. Matveiev. – Minsk: Vysheishaia shkola, 1974. – 768 p.
- 5 Liashchenko M. Ya. Chyselni metody: pidruchnyk / M. Ya. Liashchenko, M. S. Holovan. – К.: Lybid, 1996. – 288 p.