

Таблиця 4 – Результати витіснення нафти із моделі пласта технічною водою для Личківського родовища

Параметри моделі колектора			Значення коефіцієнту витіснення β_6 при кратності промивання пор $V_n/V_{пор}$, %						
проникність $K_c, 10^{-15} \text{ м}^2$	пористість $K_p, \%$	залишкова водонасиченість $K_{вз}, \%$	безводний період	0,65	1,06	1,34	2,02	5,14	13,7
20,6	9,57	21,4	52,3	53,5	65,4	66,6	68,1	68,4	69,0

Коефіцієнт витіснення β_6 при 3-4-кратному промиванні порового простору моделі технічною водою дорівнює 0,683. У випадку прийняття коефіцієнта охоплення заводнення 0,65 коефіцієнт вилучення нафти η для гор. Т-3 становитиме

$$z = 68,3 \times 0,65 = 44,4\%.$$

Результати експериментальних досліджень можуть бути використані при прогнозуванні коефіцієнтів вилучення нафти на нових родовищах з подібними фільтраційно-ємнісними властивостями колекторів, підрахунках видобувних запасів, проектуванні розробки родовищ.

Література

1. Губанов Ю.С., Нестеренко М.Ю. Способ определения водонасыщенности горных пород: А.с. СССР № 1571229, Е 21В 49/00. – Бюл. № 22.
2. Губанов Ю.С., Нестеренко М.Ю., Сказко Є.І. Спосіб визначення залишкової водо-

насиченості гірських порід: Патент України № 3995, Е 21В 47/10. – Бюл. № 6 – 1.

3. РД 39-9-452-80. Регламент составления проектов и технологических схем разработки нефтяных и нефтегазовых месторождений. – М.: Миннефтепром, ВНИИ, 1980. – 125 с.

4. ОСТ 39-195-86. Нефть. Метод определения коэффициента вытеснения нефти водой в лабораторных условиях. – М: Изд-во Миннефтепрома СССР, 1986. – 19 с.

5. Определение физических свойств гранулярных коллекторов в условиях, приближающихся к пластовым: Методическое руководство / Под ред. Н.В.Касьянова. – Новосибирск, 1973. – 57 с.

Автор статті виявляє щирю подяку працівникам ЛВ УкрДГРІ: старшому науковому співробітнику канд. геол. мін. наук. Губанову Ю.С. та інж. Сказку Є.І. за методичну і технічну допомогу в проведенні експериментальних досліджень.

УДК 621.643

ВРАХУВАННЯ ЕФЕКТУ БАУШІНГЕРА ПРИ ПРОЕКТУВАННІ МОРСЬКИХ ТРУБОПРОВІДІВ

Л. Я. Побережний

ІФНТУНГ, 76019, м. Івано-Франківськ, вул. Карпатська, 15, тел. (03422) 42264,
e-mail: liberty@ifdtung.if.ua

Разработаны диаграммы знакопеременного одноциклового изгиба с расширенными исследовательскими возможностями для использования при проектировании морских трубопроводов. Показана их эффективность при оценке эффекта Баушингера и прогнозирования деформационного поведения материала трубопровода в цикле укладки.

The diagrams of sign-variable single cycle bending with extended exploratory possibility for use when designing sea pipe line were presented. Their efficiency is shown at estimation of the Baushinger effect and forecasting deformation behaviours of the pipeline material in cycle of the stowage.

Можна без перебільшення стверджувати, що в майбутньому пружно-пластична деформація розглядатиметься як один із найбільших резервів повнішого використання несучої здатності морського трубопроводу. У розрахунках конструкцій трубопроводів за межею пружності першорядне значення мають діаграми „напруження – деформація” для трубних сталей, отримані експериментальним шляхом [1]. Як правило, використовують плоскі стандартні

зразки, вирізані зі стінки труби, котрі випробовують на розтяг [2]. Для сталі Х-60 така діаграма зображена на рис. 1, а.

Для практичних розрахунків діаграму $\sigma - \epsilon$ представляють у вигляді трьох ділянок (рисунк 1, б): ОА – пружної деформації; АВ – пружно-пластичної деформації; ВС – зміцнення (в класичній літературі ділянки АВ та ВС пов'язують з деформаційним зміцненням полікристалічного металу [4]). Із трьох ділянок лише

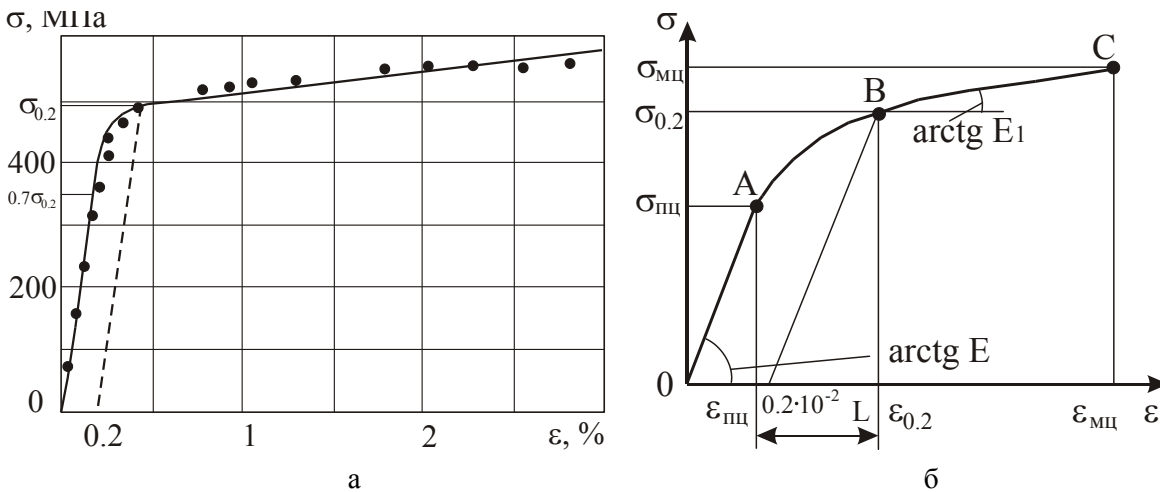


Рисунок 1 – Використання діаграм „напруження – деформація” для розрахунку трубопроводів [3]

ділянка АВ є нелінійною. За базові приймають чотири точки діаграми, що відповідають: початку координат – точка О (0; 0); межі пропорційності – точка А ($\sigma_{пц}$; $\epsilon_{пц}$); умовній межі текучості – точка В ($\sigma_{0,2}$; $\epsilon_{0,2}$); межі міцності – точка С ($\sigma_{мц}$; $\epsilon_{мц}$). Межу пропорційності $\sigma_{пц}$ приймають рівною $0,7 \cdot \sigma_{0,2}$. Відповідно $\epsilon_{пц} = \frac{0,7 \cdot \sigma_{0,2}}{E}$.

На основі аналізу та порівняння деформацій, отриманих при випробуваннях до руйнування зразків розтягом та труб внутрішнім тиском, деформація $\epsilon_{мц}$ береться як п'ята частина відносного видовження при розриві δ_5 , тобто без урахування зосередженої деформації в шийці ($\epsilon_{мц} = 0,2 \delta_5$).

Лінійні ділянки діаграми $\sigma - \epsilon$ описують такими залежностями:

на ділянці ОА ($0 \leq \epsilon \leq \epsilon_{пц}$)

$$\sigma = E\epsilon,$$

на ділянці ВС ($\epsilon_{0,2} \leq \epsilon \leq \epsilon_{мц}$)

$$\sigma = \sigma_{0,2} + E_1(\epsilon - \epsilon_{0,2}),$$

де $E_1 = \frac{\sigma_{мц} - \sigma_{0,2}}{\epsilon_{мц} - \epsilon_{0,2}}$; $\epsilon_{0,2} = \frac{\sigma_{0,2}}{E} + 0,2 \cdot 10^{-2}$.

Нелінійна ділянка діаграми (АВ) апроксимується функцією, що відповідає таким умовам: бути монотонно зростаючою, такою, що як мінімум двічі диференціюється на відрізку $[\epsilon_{пц}; \epsilon_{0,2}]$, та опуклою. Цим вимогам відповідають умови $\frac{d\sigma}{d\epsilon} > 0$, $\frac{d^2\sigma}{d\epsilon^2} < 0$ при $\epsilon_{пц} \leq \epsilon \leq \epsilon_{0,2}$.

Для практичного використання нелінійну частину діаграми $\sigma - \epsilon$ пропонується описувати рівнянням

$$\sigma = \sigma_{пц} + a(\epsilon - \epsilon_{пц}) + b \left[1 - \left(\frac{\epsilon - \epsilon_{пц}}{L} \right)^{m_1} \right],$$

де $a = 0,3 \sigma_{0,2}/L$; $b = E - a$; $m_1 = (a - E_1)/b$.

Таким чином, наявність нелінійної ділянки АВ ускладнює загалом розрахунок трубопрово-

дів з урахуванням пружно-пластичного деформування. Наведені діаграми (рис. 1) не відображають повзучості металу і не дають змоги прогнозувати його деформаційну поведінку при повторному навантаженні з протилежним знаком і тому є малоефективними для дослідження зміни фізико-механічних властивостей матеріалу морських трубопроводів в процесі укладання та тривалої експлуатації. При зазначеній схемі навантаження в експериментальних зразках не відтворюється неоднорідний напружено-деформований стан (НДС), характерний для основних несучих елементів лінійної частини трубопроводу.

Мета роботи – розробка діаграм знакозмінного одноциклового згину з розширеними дослідницькими можливостями для використання при проектуванні морських трубопроводів.

Для імітації роботи матеріалу трубопроводу (текстурована сталь 20) в циклі укладання та в області низькочастотної втоми використовували циліндричні зразки-моделі з $l_p/d = 10$, які випробували за розробленою методикою на установці МВ-1К [5].

При укладанні трубопроводу на дно моря S-методом за час переміщення судна-трубоукладача на довжину l відбувається один цикл навантаження. При цьому волокна труби, що лежать вище нейтрального шару, спочатку видовжуються (на стінгері), а відтак з наближенням до дна скорочуються. Виходячи із такого тлумачення, пропонуємо параметр l надалі називати довжиною укладання за цикл навантаження.

Для визначення періоду циклу T_c необхідно знати швидкість укладання V_y та l . На 70 % спеціалізованих і на всіх багатоцільових трубокладних суднах застосовують спосіб нарощування трубопроводу на горизонтальній монтажній площадці із подальшим його спуском під натягом по стінгеру. Це дає змогу прокладати трубопровід діаметром до 1220 мм на глибину $h \leq 300$ м і діаметром до 800 мм на глибину $h \leq 700$ м із $V_y = 3-5$ км/доб [6]. Величина l за-

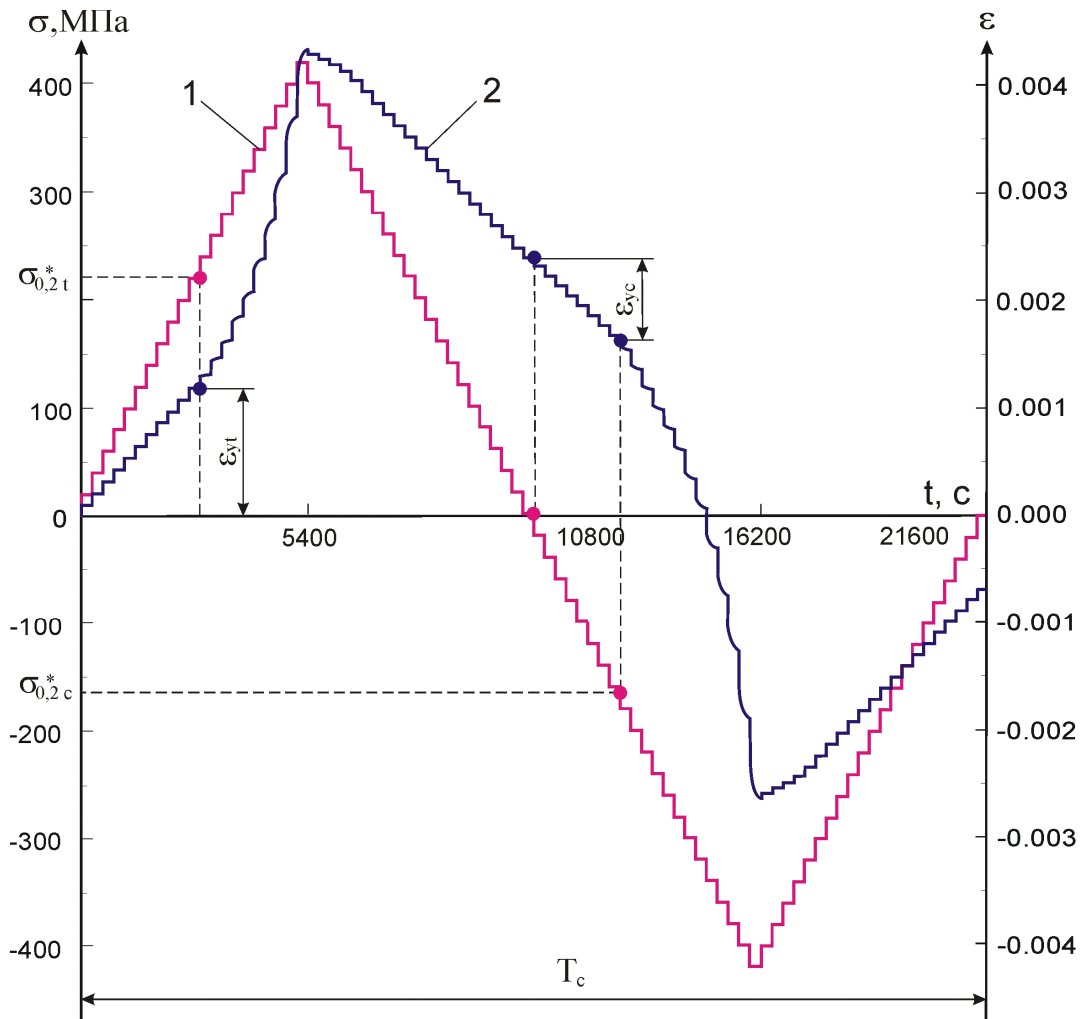


Рисунок 2 — Зміна напружень (1) та деформацій (2) за період циклу T_c

лежатиме від довжини стінгера, який може становити 50-150 м, діаметра трубопроводу, глибини укладання, зусилля натягу. Якщо задати $l = 300$ м, а $V_y = 3$ км/доб, отримаємо $T_c = 2,4$ год.

В роботі [7] наведено результати розрахунку на ЕОМ лінії прогинів та згинальних напружень σ при укладанні трубопроводу вільним зануренням на глибину 45 м. За відсутності зусилля натягу T амплітуда напружень та кривизна є найбільшими, а умови навантаження для матеріалу трубопроводу – найважчими. Основні параметри циклу напружень такі: максимальне напруження $\sigma_{max} = 400$ МПа; мінімальне напруження $\sigma_{min} = -350$ МПа; середнє напруження $\sigma_m = 25$ МПа; амплітуда напруження $\sigma_a = 375$ МПа; коефіцієнт асиметрії $R_\sigma = -0,875$.

Для імітації на зразках-моделях зміни НДС, характерного при укладанні трубопроводу вільним зануренням при $T = 0$, задавали форму циклу, як зображено на рис. 2, крива 1. Такий цикл відрізняється від наведеного в роботі [7] наявністю ступінчастого навантаження та відсутністю асиметрії циклу напружень, що зроблено з метою деякого ускладнення умов випробовувань при збереженні реальних параметрів h, l, V_y та T_c . При збільшенні чи зменшенні навантаження на один ступінь номіналь-

ні напруження змінювалися на величину $\Delta\sigma = 20$ МПа за час $t_n(p) = 1$ с. Час витримки на кожному ступеню $t_b = 256,14$ с, а сумарний час $\Delta t = t_n(p) + t_b = 257,14$ с. Вибір амплітуди напруження $\sigma_a = 420$ МПа зроблено, виходячи з висновків роботи [8]. Було встановлено, що експлуатація текстурованої сталі трубопроводу в області циклічної повзучості (вище 420 МПа) неприпустима, хоча несуча здатність за згинальним моментом в статистиці далеко не вичерпана.

Аналіз циклу деформацій засвідчує (рис. 2, крива 2), що в умовах квазістатичного навантаження до 420 МПа низькотемпературна логарифмічна повзучість за час t_b відчутно проявляється при напруженнях, більших від межі текучості $\sigma_{0,2}^*$, визначеної за розробленою методикою [8]. В першому півциклі межа текучості $\sigma_{0,2t}^* = 220$ МПа, а в другому – $\sigma_{0,2c}^* = 165$ МПа і тому можна говорити про яскравий прояв квазістатичного ефекту Баушінгера та пов'язане з цим значне зниження $\sigma_{0,2}$ текстурованої сталі ($\sigma_{0,2c}^* / \sigma_{0,2t}^* = 0,75$). Напруженням $\sigma_{0,2t}^*$ та $\sigma_{0,2c}^*$ відповідають деформації ϵ_{yt} та ϵ_{yc} , які визначаються ще до відтворення повної петлі

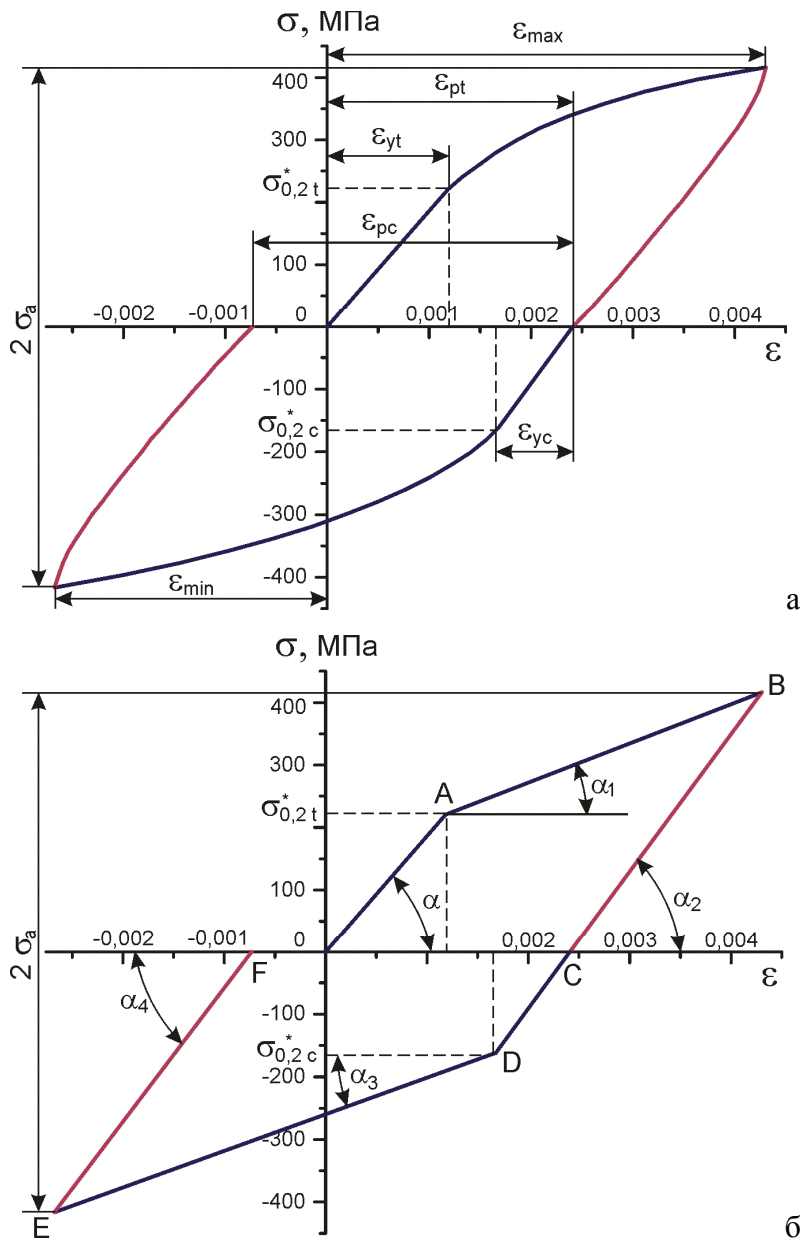


Рисунок 3 — Експериментальна (а) та прийнята (б) діаграми знакозмінного одноциклового згину для текстурованої сталі 20

гістерезису (рис. 2). Щоб знайти ϵ_{yc} , необхідно на кривій 2 відшукати дві точки, одна з яких відповідає напруженню $\sigma_{0,2c}^*$, а друга – $\sigma = 0$ при $T_c/2$. За відношенням $\epsilon_{yc}/\epsilon_{yt}$ можна додатково судити про вплив одноциклового навантаження на механічні властивості трубної сталі. Відношення $\sigma_{0,2c}^*/\sigma_{0,2t}^*$ та $\epsilon_{yc}/\epsilon_{yt}$ нами розглядаються як силовий та деформаційний критерії оцінки ефекту Баушінгера.

Деформаційні відмінності при навантаженні та розвантаженні, а також наявність зсуву фаз між σ та ϵ в кінцевому результаті спричинюють утворення петлі механічного гістерезису (рис. 3). Така діаграма на відміну від діаграми розтягу дає змогу прогнозувати деформаційну поведінку матеріалу трубопроводу в циклі укладання та визначити необхідні для корек-

тного розрахунку НДС параметри, а саме: ϵ_{max} , ϵ_{min} – максимальну і мінімальну деформації при розмаху напружень циклу $2\sigma_a$; ϵ_{yt} , ϵ_{yc} – деформації, що відповідають напруженням $\sigma_{0,2t}^*$ та $\sigma_{0,2c}^*$; ϵ_{pt} , ϵ_{pc} – ширину петлі гістерезису в першому (непарному) та другому (парному) півциклах.

Оскільки діаграма знакозмінного одноциклового згину (петля гістерезису) побудована за точками, що відповідають значенням ϵ після витримки при заданих σ , тобто з урахуванням повзучості ϵ_{cr} (рис. 2), можна також визначити релаксований модуль пружності E_r , і пластичності E_{pr} та нерелаксований модуль розвантаження E_d . Чутливішим до повзучості буде параметр E_{pr} . Оскільки процес низькотемпературної повзучості трубної сталі має затухаючий характер,

Таблиця 1 — Розрахункові характеристики текстурованої сталі 20 для першого та другого півциклів

№ півциклу, індекс	$\sigma_{0,2}^*$	E_r	E_{pr}	E_d	ε_{max}	ε_{min}	ε_y	ε_p
	МПа							
1 (t)	220	186424	62637	219716	0,00431	–	0,00118	0,00242
2 (c)	165	221576	58480	213898	–	0,00262	0,00074	0,00310

можна зробити важливий практичний висновок, що із подальшим збільшенням t_{σ} , а відповідно і T_c , розмах деформації змінюватиметься незначно. При зменшенні T_c , наприклад до 140 хв, що реалізується при використанні сучасних спеціалізованих та багатоцільових трубокладних суден, $t_{\sigma} = 100$ с, і тому нехтування величиною ε_{cr} означатиме вкрай небезпечне заниження ε_{max} та кривизни трубопроводу.

Наведені в табл. 1 характеристики трубної сталі (абсолютні величини) для першого та другого півциклів засвідчують, що в інженерних розрахунках НДС можна використовувати прийняту нами петлю гістерезису (рис. 3, б), яка складається з прямолінійних похилих ділянок.

Значення $\operatorname{tg} \alpha = E_{rt}$, $\operatorname{tg} \alpha_1 = E_{prt}$, $\operatorname{tg} \alpha_2 = E_{dt}$, $\operatorname{tg} \alpha_3 = E_{prc}$, $\operatorname{tg} \alpha_4 = E_{dc}$, де E_{prt} і E_{prc} – релаксовані модулі пластичності, а E_{dt} і E_{dc} – нерелаксовані модулі розвантаження відповідно для першого та другого півциклів, а також координати характерних точок беруться з експериментальної петлі гістерезису. Тоді

$$\varepsilon_{max} = \frac{\sigma_{0,2t}^*}{E_{rt}} + \frac{\sigma_a - \sigma_{0,2t}^*}{E_{prt}}; \quad (1)$$

$$\varepsilon_{max} = \frac{\sigma_a}{E_{dt}} + \varepsilon_{pt}. \quad (2)$$

Розв'язуючи рівняння (1) та (2), знаходимо ширину петлі гістерезису, яка виражає залишкову деформацію після розвантаження в першому півциклі

$$\varepsilon_{pt} = \frac{1}{E_{prt}} \left[\sigma_a \left(1 - \frac{E_{prt}}{E_{dt}} \right) - \sigma_{0,2t}^* \left(1 - \frac{E_{prt}}{E_{rt}} \right) \right]. \quad (3)$$

У другому півциклі абсолютні значення

$$\varepsilon_{pc} = \frac{1}{E_{prc}} \left[\sigma_a \left(1 - \frac{E_{prc}}{E_{dc}} \right) - \sigma_{0,2c}^* \left(1 - \frac{E_{prc}}{E_{dt}} \right) \right]; \quad (4)$$

$$\varepsilon_{min} = (\varepsilon_{pc} - \varepsilon_{pt}) + \frac{\sigma_a}{E_{dc}}. \quad (5)$$

При зменшенні σ_a та T_c величини кутів α , α_2 , α_4 та кутів α_1 , α_3 зближуються. Тому для оцінювальних розрахунків можна прийняти, що $E_{rt} \approx E_{rc} \approx E_{dt} \approx E_{dc}$, а $E_{prt} \approx E_{prc}$ і отримати спрощені вирази

$$\varepsilon_{pt} = (\sigma_a - \sigma_{0,2t}^*) \cdot (K_2 - K_1); \quad (6)$$

$$\varepsilon_{pc} = (\sigma_a - \sigma_{0,2c}^*) \cdot (K_2 - K_1), \quad (7)$$

де $K_1 = \frac{1}{E_{rt}}$, а $K_2 = \frac{1}{E_{prt}}$ – відповідно коефіцієнти пружної та пластичної деформацій.

Використовуючи формули (6) і (7), знаходимо різницю

$$\varepsilon_{pc} - \varepsilon_{pt} = (\sigma_{0,2t}^* - \sigma_{0,2c}^*) \cdot (K_2 - K_1), \quad (8)$$

яка становить величину одного порядку з величиною ε_{max} (рис. 3) і вказує на інтенсивне циклічне зменшення текстурованої сталі 20 в умовах експерименту та на асиметрію циклу деформацій ($R_{\varepsilon} \approx -0,608$).

Якщо випробовувати труби, виготовлені за різною технологією з матеріалів, які істотно відрізняються характеристиками, визначеними з діаграм знакозмінного одноциклового згину, виникає практична потреба у порівняльній їх оцінці за величиною відносного розширення (звуження) петлі гістерезису

$$\delta_h = \frac{\varepsilon_{pc} - \varepsilon_{pt}}{\varepsilon_{pt}} \approx \frac{1 - K_s}{\left(\frac{\sigma_a}{\sigma_{0,2t}^*} - 1 \right)}, \quad (9)$$

де $K_s = \frac{\sigma_{0,2c}^*}{\sigma_{0,2t}^*}$ – силовий критерій оцінки ефекту Баушінгера.

Результати розрахунків за формулами (1)–(9) добре узгоджуються з експериментальними даними. Наприклад, визначена безпосередньо із експериментальної петлі гістерезису величина $\delta_h = 0,2810$. Підставивши відповідні значення напружень у формулу (9), одержимо $\delta_h = 0,2806$.

Графічний аналіз формули (8) доводить (рис. 4), що при $\sigma_{a_0} = \sigma_{0,2t}^*$ ефект Баушінгера не простежується, і $\varepsilon_{pc} - \varepsilon_{pt} = 0$, тоді як при розмаху напружень циклу $2\sigma_{a_1}$ величина K_s стає мінімальною. Тобто, при $\sigma_{a_0} \leq \sigma_a \leq \sigma_{a_1}$ отримаємо

$$\frac{\sigma_{0,2c_1}^*}{\sigma_{0,2t}^*} \leq K_s \leq 1.$$

Відносне зниження межі текучості у півциклі стиску

$$K'_s = \frac{\Delta \sigma_{0,2c}^*}{\sigma_{0,2c}^*},$$

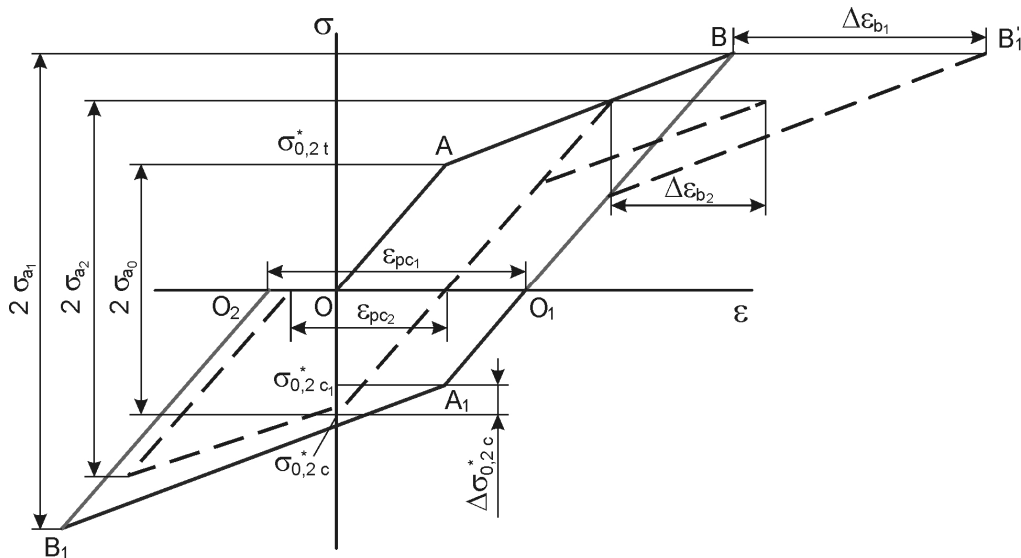


Рисунок 4 — Визначення кількісних характеристик ефекту Баушінгера

де $\Delta\sigma_{0,2c}^* = \sigma_{0,2c}^* - \sigma_{0,2c_1}^*$.

Відповідно $K'_s + K_s = 1$.

При коректному визначенні максимально допустимої кривизни трубопроводу в циклі укладання необхідно враховувати деформацію Баушінгера $\Delta\varepsilon_b$, яка для текстурованої сталі 20 буде значною (рис. 3, 4).

Раніше нами встановлено [8], що при $\sigma > \sigma_{0,2t}^*$ межа текучості сталі трубопроводу при повторному згині без зміни знаку ($\sigma_{0,2}^{*d}$) приблизно дорівнює максимальному напруженню, досягнутому при першому згині. Тоді згідно з побудою (рис. 4) $\Delta\varepsilon_{b_1} = \varepsilon_{pc_1}$, а $\Delta\varepsilon_{b_2} = \varepsilon_{pc_2}$. Отже, при такій графічній інтерпретації деформація Баушінгера є не чим іншим як шириною петлі гістерезису у другому півциклі.

Після укладання трубопроводу метал під ізоляційним покриттям в умовах експлуатації піддаватиметься низькочастотній втомі, яка залежно від амплітуди напружень чи деформацій може бути малоцикловою та багатоцикловою [8]. Тому нами проведено експериментальні дослідження з метою виявлення впливу попереднього квазістатичного навантаження зі знакозмінним циклом на втомну довговічність текстурованої сталі 20 при частоті навантаження 0,8 Гц в середовищі повітря.

Встановлено, що в області малоциклової

втоми ($\sigma_a = 370$ МПа) відношення $\frac{N_0}{N_1} \approx 2$, де

відповідно N_0 і N_1 – довговічність попередньо недеформованих та деформованих зразків-моделей. Типовою для обидвох випадків є п'ятистадійна кінетика деформування з характерними піками, зумовленими послідовним проходженням інтенсивних, швидкоплинних процесів циклічного знеміцнення (1-а стадія) та зміцнення

(2-а стадія). На 3-й стадії відбувається повторне знеміцнення текстурованої сталі, що носить затухаючий характер. Найтриваліша 4-а стадія відповідає стабілізації амплітуди деформації ε_a . На завершальній, 5-й стадії ε_a починає збільшуватися з наростаючою інтенсивністю аж до початку остаточного руйнування.

Нами виявлено, що на стадії стабілізації процес втоми попередньо деформованих зразків порівняно з попередньо недеформованими відбувається при дещо меншій величині ε_a , тоді як $N_1 \approx 0,5 N_0$. Це можна пояснити, з одного боку, різною стартовою амплітудою деформації. У попередньо деформованих зразках вона менша, оскільки після одноциклового навантаження виникають залишкові деформації і відповідно залишкові напруження, які забезпечують при повторному статичному навантаженні без зміни знаку лінійну залежність між ε та σ . З другого боку, в умовах попереднього квазістатичного навантаження відбувається накопичення пошкодженості, негативний вплив якої на довговічність підтверджує експеримент. Вважається, що втомне пошкодження визначається шириною петлі гістерезису [4].

Наведені результати досліджень дають підстави зробити узагальнюючі висновки:

- в процесі укладання S-методом відбувається одноциклове знакозмінне квазістатичне навантаження елемента трубопроводу;
- для імітації зміни НДС елемента трубопроводу при укладанні економічно доцільно використовувати циліндричні зразки-моделі з $l_p/d = 10$, на яких зміна напружень і деформацій в часі відстежується методом ступінчастого навантаження при $R_\sigma = -1$ та збереженні реальних параметрів h, l, V_y та T_c ;
- для прогнозування деформаційної поведінки матеріалу трубопроводу в циклі укладання ефективно використовувати діаграми знакозмінного одноциклового згину, побудовані з урахуванням повзучості;

- відношення $\frac{\sigma_{0,2c}^*}{\sigma_{0,2t}^*}$ та $\frac{\varepsilon_{yc}}{\varepsilon_{yt}}$ можуть служити як силовий та деформаційний критерії оцінки ефекту Баушінгера, а формули (1)-(9) раціонально використовувати для аналітичних досліджень області пружно-пластичного деформування;
- втомна довговічність сталі трубопроводу залежить від історії навантаження трубопроводу в циклі укладання.

Література

1. Каминский А. А., Бастун В. Н. Методы определения напряженно-деформированного состояния и трещиностойкости газо- и нефтепроводов // Обзор: Прикладная механика. – 1997. – 33. № 8. – С. 3-30.
2. Тимошенко С. П. Соппротивление материалов: В 2 т. – М.: Наука, 1985. – Т. 1. – 364 с.; Т. 2. – 480 с.
3. Айнбиндер А. Б. Расчет магистральных и промысловых трубопроводов на прочность и устойчивость: Справочное пособие. – М.: Недра, 1991. – 287 с.
4. Физическое металловедение. Т. 3 / Под ред. Р. Кана. – М.: Мир, 1968. – 484 с.
5. Крижанівський Є.І., Побережний Л.Я. Установка для комплексних досліджень малоциклової втоми матеріалу морських трубопроводів у робочих середовищах // Нафт. і газ. пром-сть. – 2001. – № 5. – С. 44-45.
6. Ільницький М. К., Шадрін О. Б. Проективання, будівництво та експлуатація морських трубопроводів. – К.: Українська книга, 1997. – 174 с.
7. Капустин К. Я., Камышев М. А. Строительство морских трубопроводов. – М.: Недра, 1982. – 207 с.
8. Побережний Л. Я. Закономірності деформації і руйнування морських трубопроводів при статичному та низькочастотному навантаженні: Автореф. дис. ... канд. техн. наук: 05.15.13 / Івано-Франківський національний техн. ун-т нафти і газу. – Івано-Франківськ, 2002. – 19 с.

УДК 622.242.6

МАТЕМАТИЧНА МОДЕЛЬ РОБОТИ КЛАПАНІВ ПОРШНЕВОГО БУРОВОГО НАСОСА

С.С. Чаплінський, З. М. Одосій, І.Д. Лівак

ІФНТУНГ, 76019, м. Івано-Франківськ, вул. Карпатська, 15, тел. (03422) 42353,
e-mail: chaplin@ukr.net

Рассматривается математическая модель работы клапанов поршневых буровых насосов. По-дан анализ исследования работы клапанов поршневых насосов и учтены факторы, которые ранее не учитывались в моделях. Сформулированы основные критерии и особенности математической модели работы клапанов, которые должны учитываться при исследовании и проектировании поршневых буровых насосов.

The mathematical model of work of valves of piston mud pumps is considered. The analysis of research of work of valves of piston pumps is offered and factors, which were not taken into account in models earlier are studied. The basic criteria and features of mathematical model of work of valves, which should be taken into account at research and designing of piston chisel pumps, are formulated.

Математичне моделювання роботи клапанів поршневих бурових насосів є однією з найбільш важливих проблем розвитку насособудування, оскільки відсутня найбільш повна математична модель, яка б описувала роботу гідравлічної частини поршневого бурового насоса з мінімальною кількістю експериментальних досліджень чи без них адекватно до реальної.

На даний час відомі моделі роботи клапанних вузлів поршневих насосів [1] не повною мірою відображають сукупність фізичних процесів, які проходять в клапанному вузлі поршневого насоса під час його роботи. Вони містять велику кількість експериментальних даних та припущень, що викликає необхідність при створенні нової конструкції клапана чи інших елементів гідравлічної частини проводити цілу

низку складних експериментів, що не завжди чітко і однозначно відображають реальні фізичні явища.

В [2-4] приводяться методики розрахунку роботи клапанів, в яких ще на початку виведення формул математичної моделі руху тарілки клапана закладені неточності, зокрема, про постійність коефіцієнта витрати μ , що не повною мірою відображає реальний фізичний зміст даного коефіцієнта і не відповідає проведеним експериментальним дослідженням [5]. Оскільки

$\mu = \frac{1}{\sqrt{\xi}}$ [2], де ξ – коефіцієнт місцевого

опору клапанного вузла, який залежить від висоти підйому тарілки клапана та визначається експериментально, то використання $\mu = \text{const}$