

Г. Степанов, докт. техн. наук; А. Бабуцький, канд. техн. наук

Інститут проблем міцності ім. Г.С.Писаренка НАНУ

## МОДЕЛЮВАННЯ ДЕФОРМАЦІЇ СТАЛЕВОЇ ТРУБИ ПІД ДІЄЮ ІМПУЛЬСНОГО ЕЛЕКТРОМАГНІТНОГО ПОЛЯ

*Використання імпульсного електромагнітного поля, що створюється розрядом батареї конденсаторів через кільцевий індуктор, забезпечує пластичне деформування кільцевої області труби під індуктором. За результатами чисельного моделювання показано, що пластичне деформування труби є ефектом спільної дії пондеромоторних сил та інерційного руху стінки труби в радіальному напрямку при несуттєвому впливі теплового ефекту індукваного струму.*

G. Stepanov, A. Babutsky

## MODELING OF DEFORMATION OF STEEL TUBE UNDER ACTION OF PULSED ELECTROMAGNETIC FIELD

*The use of pulsed electromagnetic field generated by discharge of capacitors battery through the coil inductor provides plastic deformation of ring part of the tube under the inductor. According to results of numerical simulation it is shown that plastic deformation of the tube is the result of mutual action of ponderomotive forces and inertial movement of its wall in radial direction under inessential thermal effect of inducted current.*

**Вступ.** Термопружнопластичне швидкісне деформування труб (трубчастих елементів) по кільцевій поверхні широко використовується при проведенні технологічних операцій зі зниження залишкових напружень, викликаних зварюванням [1], а також для отримання різного роду з'єднань [2, 3]. Видається перспективним застосовувати для цих цілей імпульсне електромагнітне поле (ІЕМП), що створюється пропусканням через індуктор імпульсу електричного струму (ІЕС) високої густини. Спільний вплив пондеромоторних сил, викликаних взаємодією електричних струмів (первинного - в індукторі та вторинного – в трубі), локального підвищення температури металу труби та специфічної нетеплової дії струму, що проявляється в зниженні опору деформації металу при проходженні імпульсного струму [4], дозволяють змінювати в широких межах параметри деформаційного навантаження, що створює умови для практичного використання технології обробки на основі ІЕМП.

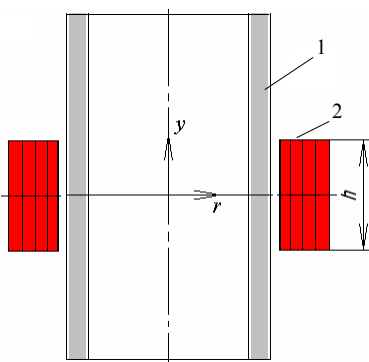


Рисунок 1 - Схема навантаження труби ІЕМП: 1 – труба, 2 – індуктор,  $h$  – висота індуктора

Хоча в літературі і наявні окремі дані щодо використання ІЕМП в технологічних операціях, пов'язаних зі зниженням залишкових зварювальних напружень (див., наприклад, [5]), систематичні дослідження з обґрунтування можливостей даної обробки практично відсутні. Передовсім, вибір оптимальних режимів обробки ІЕМП потребує визначення результуючого напружено-деформованого стану (НДС) після обробки. Розрахунково-експериментальні дослідження з оцінки кінетики НДС в елементі, що оброблюється, в результаті дії ІЕМП обмежені. Природно, що це стримує розробку та практичне впровадження технологій, які базуються на використанні ІЕМП.

Як правило, в проведених до теперішнього часу дослідженнях аналіз дії ІЕМП базується на спрощених розрахункових схемах, моделях навантаження та деформування металу [6]. При цьому не береться до уваги те, що сучасні програмні продукти для чисельного моделювання процесів спільного електромагнітного та

термомомеханічного навантаження дозволяють суттєво полегшити і спростити їх аналіз та підвищити точність розрахунків, що дозволяє дослідити специфічні ефекти поведінки металу при дії ІЕМП.

В даній роботі наведено результати розрахункової оцінки кінетики локального НДС в трубчастому елементі під дією ІЕМП, виконані з використанням метода скінченних елементів за допомогою програмного комплексу ANSYS-ED. Результати розрахунків підтверджують перспективність використання ІЕМП для локального непружного деформування в технологічних операціях обробки тонкостінних трубчастих елементах різних діаметрів.

**Схема навантаження.** Для розрахункових досліджень було обрано найбільш просту схему локального навантаження труби осесиметричним ІЕМП, яка наведена на рис.1: труба обмеженої довжини піддається дії ІЕМП, що виникає в результаті проходження ІЕС через кільцевий індуктор.

Інтенсивність ІЕМП та його зміна визначаються параметрами імпульсу струму, що виникає при розряді через індуктор батареї конденсаторів ємністю  $C$  при початковій напрузі зарядки конденсаторів  $U_0$ . Електричний ланцюг розряду характеризується ємністю  $C$ , індуктивністю  $L$  та активним опором  $R$ .

Індуктивність самого індуктора  $L_c$  та його активний опір  $R_c$  також розраховували з використанням програми ANSYS-ED, використовуючи дані про його геометричні параметри. Відзначимо, що за результатами розрахунків зміни струму в ланцюзі розряду, що включає елемент взаємної індукції для моделювання взаємодії електромагнітних полів у системі індуктор-труба, максимум густини струму в витках індуктора та період затухаючих синусоїдальних коливань практично не залежить від індукованого в трубі струму. Струм в трубі, що визначається індуктивністю труби та електричним опором її матеріалу, впливає тільки на затухання коливань струму в індукторі. Оскільки інтенсивна взаємодія електромагнітних полів в індукторі та трубі обмежена першим півперіодом синусоїдальних коливань струму, наведений далі розрахунок НДС в трубі базується на використанні залежності густини струму в витках індуктора  $I(t)$ , визначеній без врахування взаємоіндукції.

Максимум струму  $I_{\max}$  в ланцюзі розряду та період затухаючих коливань  $t_{IC}$  при заданій початковій напрузі заряду  $U_0$ , індуктивності та активному опорі всього ланцюга  $L = L_c + L_0$  ( $L_0$  - індуктивність ланцюга, за винятком індуктора) та  $R = R_c + R_0$  ( $R_0$  - опір елементів ланцюга, за винятком індуктора) визначали чисельно з використанням співвідношень для ланцюга розряду з заданими параметрами ( $C, R, L, U_0$ ). Зміна струму та напруги з циклічною частотою  $\omega$ , параметром  $A_0$  та зсувом фаз  $\alpha_0$  визначається співвідношеннями:

$$U(t) = \frac{A_0}{C} \exp\left(-\frac{R}{2L} t\right) \cdot \sin(\omega t + \alpha_0);$$

$$I(t) = A_0 \exp\left(-\frac{R}{2L} t\right) \cdot \left[\frac{R}{2L} \sin(\omega t + \alpha_0) - \omega \cos(\omega t + \alpha_0)\right]; \quad (1)$$

$$\omega = \sqrt{\frac{1}{LC} - \frac{R_c^2}{4L^2}}; \quad A_0 = \frac{U_0 C}{\sqrt{1 - \frac{R_c^2 C}{4L}}}; \quad \alpha_0 = \arctg\left(2\omega \frac{L}{R_c}\right).$$

Густину струму в поперечному перерізі індуктора визначали за величиною струму та площі поперечного перерізу витків  $s$  з врахуванням коефіцієнта  $\xi$  - густини

заповнення поперечного перетину індуктора (враховує наявність електричної ізоляції між витками)

$$i(t) = \xi I(t) / s.$$

При виконанні розрахунків зміну в часі густини синусоїдального затухаючого струму в поперечному перерізі індуктора, за яким визначали густину індукованого в трубі струму, задавали у формі

$$i(t) = \xi i_0 \exp(-t/t_{IC}) \sin(2\pi t/t_{IC}), \quad (2)$$

де  $i_0$  - номінальна густина струму.

Фізико-механічні властивості металу труби в розрахунках приймали близькими до властивостей сталі Ст3: модуль Юнга  $E = 200$  ГПа; коефіцієнт Пуассона  $\nu = 0,3$ ; коефіцієнт лінійного розширення  $\alpha = 1,25 \cdot 10^{-5} \text{ K}^{-1}$ ; густина  $\rho = 7800 \text{ кг/м}^3$ ; об'ємна теплоємність  $C_V = 3,5 \text{ МДж/(м}^3\text{К)}$ ; коефіцієнт теплопровідності  $k = 80 \text{ Дж/(м}^3\text{сК)}$ ; питомий електричний опір  $\rho = 10^{-7} \text{ Ом}\cdot\text{м}$ ; відносна магнітна проникність  $\mu = 1$ ;

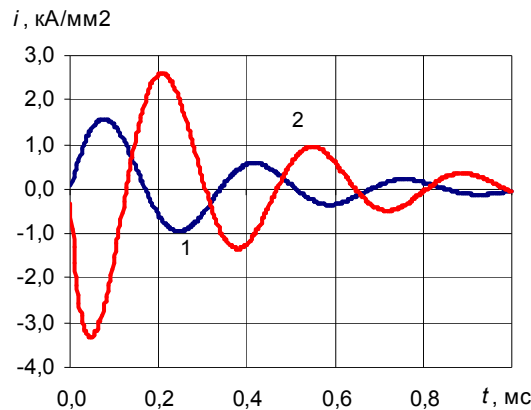


Рисунок 2 - Зміна в часі густини струму в індукторі (1) та на поверхні труби (2)

границя плинності та модуль деформаційного зміцнення  $\sigma_Y = M = 350$  МПа.

**Моделювання обтиснення сталеві труби  $\varnothing 89 \times 4$  мм.** Було виконано розрахунки НДС відрізка сталеві труби діаметром 89 мм, товщиною стінки 4 мм та довжиною 200 мм при дії ІЕМП, викликаного розрядом батареї конденсаторів через кільцевий індуктор, розміщений у середній частині труби (рис. 1).

Розрахункова індуктивність кільцевого індуктора із зовнішнім діаметром 112 мм, товщиною 10 мм і висотою 20 мм, виконаного з 4-х витків сталеві стрічки, дорівнює  $L_c \approx 2,18$  мкГн (густина заповнення поперечного перетину індуктора  $\xi$  не впливає на його індуктивність, майже не впливає на індуктивність і збільшення висоти  $h$ ), розрахунковий активний опір індуктора складає  $R_c \approx 0,004$  Ом. Активний опір та індуктивність елементів використаного розрядного ланцюга, за винятком індуктора, визначали за результатами попередніх експериментальних досліджень (вимірів) на лабораторній установці, вони складали  $R_0 = 0,02$  Ом,  $L_0 = 1,0$  мкГн.

У випадку  $C = 900$  мкФ,  $U_0 = 5000$  В,  $L = 3,18$  мкГн,  $R = 0,024$  Ом розрахований період коливань струму в ланцюзі розряду, визначений з використанням рівнянь (1), складає  $t_{IC} = 340$  мкс. При  $\xi = 1$  максимальна густина струму в витках індуктора  $i_{\max} = 1,6 \cdot 10^9 \text{ А/м}^2$  в перший період його коливань, а на зовнішній поверхні труби максимальна густина індукованого струму  $i_{\max}^{ind} = 3,2 \cdot 10^9 \text{ А/м}^2$ . За результатами розрахунків при прийнятому законі затухання коливань струму розряду, згідно з

рівнянням (2), амплітуда індукованого струму знижується до нульового рівня за три періоди коливань (рис.2). Дія ІЕМП, викликана проходженням імпульсу електричного струму через індуктор, викликає непружне радіальне стиснення сталеві труби в локальній кільцевій області, прилеглої до індуктора (рис. 3). Коливання напружень в трубі є результатом дії пондеромоторних сил, інерційних радіальних коливань стінки труби з періодом  $\pi D/c = 53$  мкс, де  $c$  - швидкість поширення пружної хвилі, та повздовжніх коливань з періодом  $2L/c \approx 80$  мкс, викликаних поширенням пружних хвиль в осьовому напрямку.

Пластичне деформування в період 40...100 мкс від початку дії імпульсу струму, як впливає з залежностей на рис.3, починається при величині пондеромоторних сил, близьких до їх максимуму і продовжуються деякий час при подальшому інерційному русі стінки труби в радіальному напрямку. Максимуму цих сил відповідає максимум добутку густини струму в індукторі та індукованого струму в трубі. Таким чином, пластична деформація є результатом сумарної дії пондеромоторних та інерційних сил.

Тепловий ефект дії індукованого струму в момент початку пластичного деформування не може суттєво вплинути на НДС в трубі: підвищення температури до моменту початку пластичної деформації менше  $10^{\circ}\text{C}$ . Подальше підвищення температури в період часу після 100 мкс також не викликає пластичного деформування, що свідчить про деформування, не пов'язане з нагріванням. Цей висновок підтверджується тим, що рівень пластичної деформації та напружень, обчислений з врахуванням і без врахування теплової дії струму (при збереженні початкової температури) практично не відрізняється.

Розподіл напружень після обробки ІЕМП (рис. 4) свідчить про їх локалізацію в кільцевій області труби, ширина якої не перевищує 60 мм, а виникнення залишкових пластичних деформацій величиною близько 0,4 % обмежено кільцевою областю біля 20мм. Рівень залишкових напружень і деформації вищий на внутрішній поверхні труби.

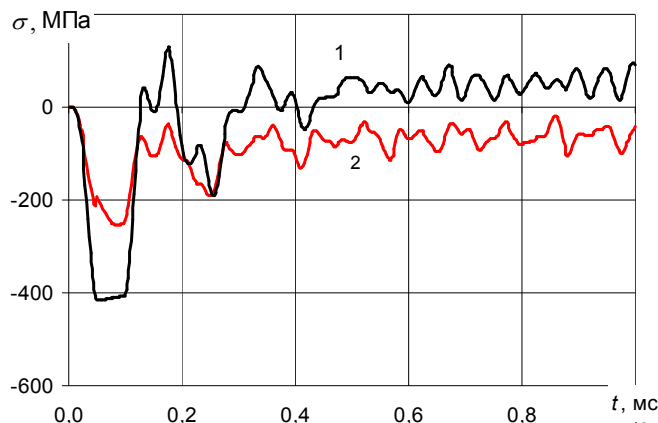


Рисунок 3 - Зміна в часі окружних (1) і осьових (2) напружень на зовнішній поверхні труби під індуктором

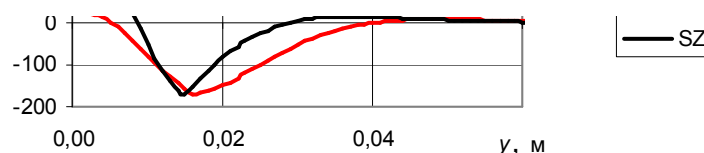


Рисунок 4 - Розподіл залишкових осьових (SY) та окружних (SZ) напружень, викликаних ІЕМП, на зовнішній та внутрішній поверхнях труби

На рис. 5 наведено розподіл повних залишкових деформацій, необхідних для оцінки заключного ефекту обробки ділянки труби ІЕМП.

**Моделювання обтиснення сталеві труби  $\varnothing 720 \times 8 \text{ мм}$ .** Для оцінки можливості використання ІЕМП для обробки труб великого діаметру проведено моделювання кінетики НДС в ділянці сталеві труби діаметром 720мм, товщиною 8мм, завдовжки 400мм. Розрахункова індуктивність кільцевого індуктора із зовнішнім діаметром 744мм, товщиною 10мм та висотою 20мм, зробленого з 4 –х витків сталеві стрічки, дорівнює  $L_c \approx 29 \text{ мкГн}$ , активний опір  $R_c \approx 0,023 \text{ Ом}$ .

За результатами розрахунків, при збільшенні ємності батареї конденсаторів та індуктивності в ланцюзі розряду підвищується період коливань струму (тобто зменшується швидкість його наростання), що знижує амплітуду індукваного струму та рівень напружень в трубі. Досягнення пластичної деформації в трубі можливо забезпечити підвищенням енергії заряду батареї конденсаторів  $CU_0^2/2$ .

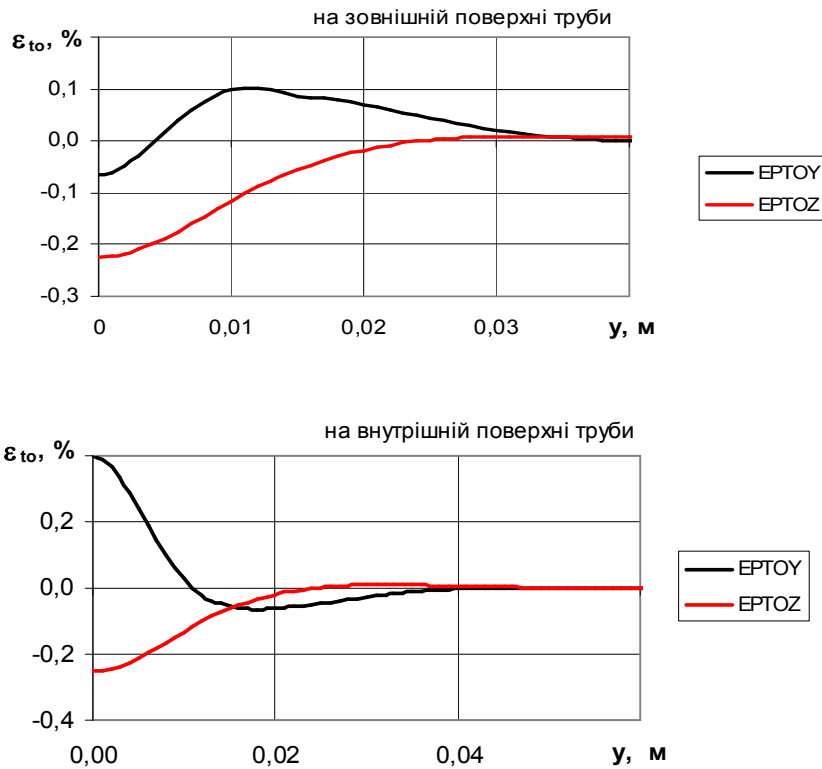


Рисунок 5 - Розподіл повних залишкових осьових (ЕРТОУ) та окружних (ЕРТОЗ) деформацій, викликаних ІЕМП, на зовнішній та внутрішній поверхнях труби

У випадку  $C = 900 \text{ мкФ}$ ,  $U_0 = 8,5 \text{ кВ}$ ,  $L = 30 \text{ мкГн}$ ,  $R = 0,043 \text{ Ом}$  розрахований період коливань струму в ланцюзі розряду, визначений за допомогою рівнянь (1), складає  $t_{IC} = 1,06 \text{ мс}$ . При  $\xi = 1$  максимальна густина струму в витках індуктора  $i_{\text{max}} \approx 10^9 \text{ А/м}^2$  в перший період його коливань, а на зовнішній поверхні труби під Рис. 4. Распределение остаточных напряжений, вызванных ИЭМП, вдоль образующей на наружной и внутренней поверхностях трубы сталеві труби безпосередньо під індуктором (на внутрішній поверхні труби  $\varepsilon_y^{pl} \approx 0,144$

%,  $\varepsilon_z^{pl} \approx 0,115$  %; на зовнішній -  $\varepsilon_y^{pl} \approx -0,016$  %,  $\varepsilon_z^{pl} \approx -0,039$  %) за короткий період дії індукованого струму в трубі в першому напівперіоді його коливань (період часу 200...280 мкс від початку дії струму). При цьому область пластичної деформації на внутрішній поверхні труби поширюється від осі симетрії приблизно на 20мм.

При використанні індуктора з двома витками його індуктивність знижується до  $L_c \approx 7,2$  мкГн, що при збереженні вказаних вище параметрів  $C$ ,  $U_0$  і  $i_{max}$  викликає зниження періоду коливань струму в ланцюзі розряду до  $t_{IC} \approx 545$  мкс та підвищення густини індукованого струму на поверхні труби до  $i_{max}^{ind} = 2,25 \cdot 10^9$  А/м<sup>2</sup>. Однак величина пластичної деформації труби суттєво знижується (на внутрішній поверхні труби  $\varepsilon_y^{pl} \approx 0,069$  %,  $\varepsilon_z^{pl} \approx -0,053$  %; на зовнішній -  $\varepsilon_y^{pl} = \varepsilon_z^{pl} = 0$ ), що може бути викликано зміною відношення періодів коливань струму ( $t_{IC} \approx 545$  мкс) та радіальних коливань труби ( $t_{tube} \approx 450$  мкс). При цьому скорочується час розвитку непружних деформацій (в період часу  $t \approx 150...185$  мкс від початку дії струму). Максимум пондеромоторних сил (момент часу  $t \approx 105$  мкс) не відповідає часу початку непружної деформації, що розвивається в період зниження величини пондеромоторних сил в результаті інерційного руху стінки труби до її зупинки при  $t \approx 307$  мкс.

Із співставлення наведених результатів розрахунків випливає, що ефект дії ІЕМП на непружне деформування труби при збереженні початкової енергії в батареї конденсаторів суттєво залежить від співвідношення періодів коливань струму в ланцюзі розряду та радіальних коливань труби, викликаних ІЕМП.

**Висновки.** За результатами чисельного моделювання використання ІЕМП, що створюється розрядом батареї конденсаторів через кільцевий індуктор, забезпечує пластичне деформування кільцевої області труби, довжина якої приблизно вдвічі перевищує висоту котушки індуктора.

Деформування труби при дії ІЕМП є результатом спільної дії пондемоторних сил та інерційного руху стінки труби в радіальному напрямку при несуттєвому впливі теплового ефекту індукованого струму.

Максимальний ефект обробки труби ІЕМП при збереженні енергії в батареї конденсаторів забезпечується вибором оптимального періоду коливань струму в ланцюзі розряду (тобто добутку індуктивності та ємності в ланцюзі розряду) з врахуванням періоду радіальних коливань труби.

Розробка методики розрахунку кінетики НДС в трубі при дії ІЕМП з врахуванням нетеплової дії індукованого струму в процесі непружного деформування труби є завданням подальших досліджень.

#### Література

1. Петушков В.Г. Применение взрыва в сварочной технике/Под редакцией академика Б.Е.Патона .- Киев: Наукова думка, 2005. – 753 с.
2. Ищенко Ж.Н. Деформирование и запрессовка труб электро-взрывом/ Ж.Н.Ищенко, В.А.Поздеев. – Николаев: Атолл, 2003. – 212 с.
3. М.В. Чернобривко Термопружнопластичне швидкісне деформування циліндричних тіл при їх формоутворенні і з'єднанні: Автореф. дис. канд. техн. наук: 05.02.09 // НАН України. Ін-т проблем машинобудування ім. А.М.Підгорного. — Харків, 2001. — 19 с.
4. Г. Степанов, А. Бабуцький, О. Богінч Вплив обробки імпульсним електричним струмом на демпфуючі властивості металічних конструкційних матеріалів // Вісник Тернопільського державного технічного університету. – 2007. - №1.- С. 13-18
5. Глинберг А.Д., Карандашев Н.А., Крутин А.Ф., Сидоренков Е.Н. Практика и перспективы применения магнитно-импульсной обработки материалов // Докл. междунар. конференции «Действие электромагнитных полей и тока на материалы», 21-24 октября 2003. - Москва, 2003. - С. 55-57.
6. Курлаев Н.В., Гулидов А.И., Юдаев В.Б., Рынгач Н.А., Покалюхин Ю.С. Численное моделирование процесса сборки наконечников с электрожгутами давлением импульсного магнитного поля //

Кузнечно-штамповочное производство – Обработка металлов давлением. – 2001. – № 8. – С.38–42.

*Одержано 12.02.2008 р.*