

ОПТИМІЗАЦІЯ ФОРМИ ТА ПАРАМЕТРІВ ІМПУЛЬСІВ СТРУМУ ПРИ TIG ЗВАРЮВАННІ З ВЧІ МОДУЛЯЦІЄЮ СТРУМУ

І.В. Кривцун¹, В.Ф. Демченко¹, Д.А. Номіровський², О. Мокров³, Д.В. Коваленко¹

¹ІЕЗ ім. Є.О. Патона НАН України. 03150, м. Київ, вул. Казимира Малевича, 11. E-mail: d_v_kovalenko@ukr.net

²Київський національний університет імені Тараса Шевченка. 01033, м. Київ, вул. Володимирська, 60.

³RWTH Aachen University, ISF – Welding and Joining Institute Pontstr. 49, 52062 Aachen, Germany.

Експериментальними дослідженнями встановлено, що високочастотна модуляція зварювального струму дозволяє збільшити проплавну здатність процесу зварювання з тугоплавким катодом. Цей ефект пояснюється інтенсифікацією конвективних потоків у зварювальній ванні, які збуджуються силовою дією високочастотного електромагнітного поля. У статті розглядається проблема визначення форми та параметрів імпульсів зварювального струму, які забезпечують максимальну силову дію модульованого струму на метал зварювальної ванни. У якості інтегральної міри силового впливу електромагнітного поля на розплавлений метал зварювальної ванни приймається квадрат ефективного значення зварювального струму. Різниця квадратів ефективного та середнього значень модульованого струму, яка характеризує перевищення силової дії дуги з імпульсною модуляцією струму над силовою дією дуги постійного струму, приймається як критерій оптимізації форми імпульсу струму. Розв'язується задача варіаційного числення про знаходження такої форми імпульсів струму, за якої досягається максимум зазначеної різниці. Розглядаються два способи оптимізації: при заданій амплітуді модуляції та при заданому середньому значенні модульованого струму. Математично строго показано, що в першому випадку оптимальною формою імпульсу є меандр, у другому випадку – прямокутний імпульс струму, шпаруватість і амплітуда якого визначаються величиною максимального струму зварювального генератора. Проведено оптимізацію параметрів імпульсів струму трапецеїдальної та трикутної форм, які генеруються існуючими генераторами зварювального струму. Запропонована теорія слугує орієнтиром для розробки ефективних генераторів імпульсного струму та проектування режимів ВЧІ TIG процесу з метою збільшення глибини проплавлення та підвищення продуктивності зварювання. Бібліогр. 12, табл. 2, рис. 4.

Ключові слова: TIG зварювання, дугова плазма, зварювальна ванна, електромагнітна сила, постійний струм, імпульсний струм, форма імпульсу, шпаруватість, амплітуда, частота

Вступ. У сучасному промисловому виробництві дугове зварювання в інертному газі неплавким електродом (TIG) застосовується для виготовлення відповідальних конструкцій у різних галузях промисловості. З метою підвищення проплавної здатності TIG зварювання залучаються різні способи активації: застосування різних захисних газів та їхніх сумішей [1, 2], нанесення на поверхню зварюваного металу спеціальних активуючих флюсів [3, 4], TIG зварювання в режимі keyhole (K-TIG-процес) [5], високочастотна імпульсна модуляція зварювального струму [6–10]. На рис. 1 наведено шліфи зварних швів, виконаних TIG зварюванням пластини з нер-

жавкої сталі 1.4301 завтовшки 5 мм на постійному та модульованому струмах. Умови експерименту: довжина дуги 1,5 мм; швидкість зварювання – 100 мм/хв, частота модуляції струму 6 кГц, середня величина модульованого струму 153 А, базовий струм 44 А, амплітуда модульованого струму 204 А. Осцилограми джерела живлення показані на рис. 2.

При однаковій потужності дуги ($P = 1280$ Вт) глибина проплавлення при ВЧІ TIG процесі помітно більша, ніж у випадку зварювання на постійному струмі. Аналогічний ефект підвищеної проплавної здатності ВЧІ TIG процесу експериментально було також виявлено раніше в [7, 8, 10].

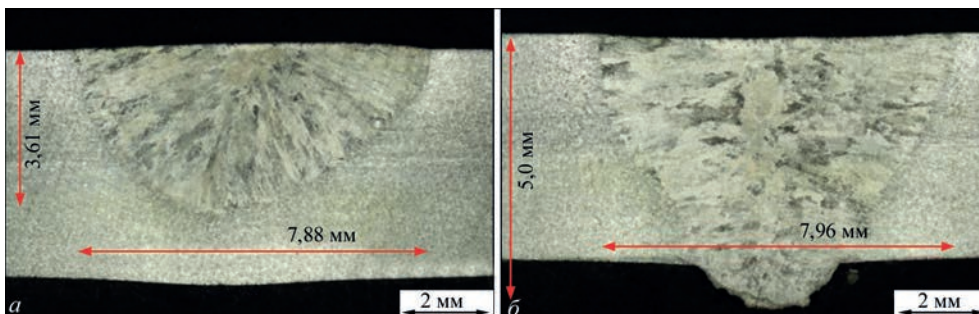


Рис. 1. Форми зварних швів при TIG зварюванні: а – на постійному струмі, б – при ВЧІ модуляції зварювального струму

© І.В. Кривцун, В.Ф. Демченко, Д.А. Номіровський, О. Мокров, Д.В. Коваленко, 2026

Ця стаття у відкритому доступі за ліцензією CC BY-NC-ND

<https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/>

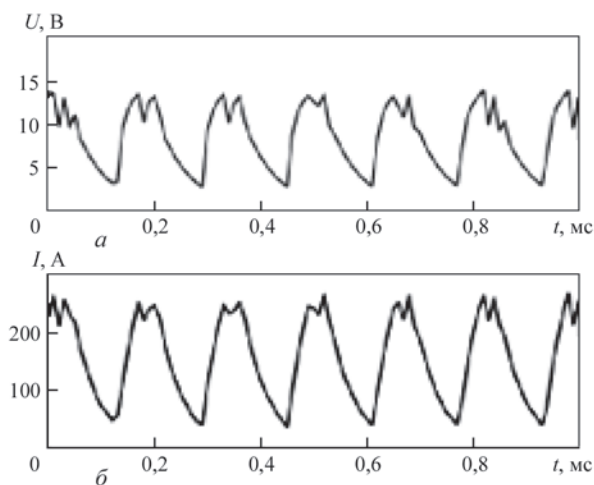


Рис. 2. Осцилограми напруги (а) і струму (б) генератора модульованого струму

Ефективність високочастотної імпульсної модуляції струму дуги як засобу збільшення глибини проплавлення при ТІГ зварюванні залежить від таких параметрів модуляції, як: форма імпульсу струму, коефіцієнт заповнення, амплітуда й частота модуляції. При оптимальному виборі зазначених параметрів збільшується силовий вплив електромагнітного поля струму на метал зварювальної ванни, інтенсифікується конвективний теплообмін у розплавленому металі та за рахунок цього підвищується проплавна здатність дуги з тугоплавким катодом.

Метою цієї роботи є визначення форми та параметрів імпульсів зварювального струму, оптимальних за критерієм максимального силового впливу модульованого струму на метал зварювальної ванни.

Оптимізація форми та параметрів імпульсів струму. Будемо вважати, що модульований зварювальний струм $I(t)$ є однополярним ($I(t) \geq 0$) і періодично змінюється у часі t з періодом T . Середнє I_{av} та ефективне I_{eff} значення струму визначаються таким чином: $I_{av} = \langle I(t) \rangle$; $I_{eff} = \sqrt{\langle I^2(t) \rangle}$, де $\langle f(t) \rangle = \frac{1}{T} \int_0^T f(t) dt$ – інтегральне середнє значення періодичної функції $f(t)$ на відрізку $t \in [0; T]$.

У [11] показано, що при ТІГ зварюванні з ВЧІ модуляцією струму об'ємна щільність електромагнітної сили, яка збуджує магнітну гідродинаміку зварювальної ванни, залежить від усередненої за один період модуляції величини квадрата струму $\overline{I^2(r, z)}$, який протікає в межах кола радіусу r в довільному аксіальному перерізі z . Чим ефективніша величина модульованого зварювального струму I_{eff} , тим більше його розподілена характеристика $\overline{I^2(r, z)}$ і тим більший силовий вплив модульова-

ного зварювального струму на розплавлений метал. Тому в якості інтегральної міри такого впливу приймемо квадрат ефективного значення зварювального струму. Силовий вплив дуги модульованого струму на метал зварювальної ванни будемо співставляти з силовим впливом дуги постійного струму за величиною, яка дорівнює середньому значенню модульованого струму.

Нехай $I_1 < I(t) < I_2$, $t \in [0; T]$, де I_1 – базове значення струму; $A = I_2 - I_1$ – амплітуда, T – період модуляції. На відрізку $[0; 1]$ безрозмірного часу $\tau = t/T$ закон зміни струму можна записати у вигляді:

$$I(\tau) = I_1 + A\eta(\tau), \quad (1)$$

де $\eta(\tau)$ – нормована форма імпульсу струму. У якості функцій $\eta(\tau)$ будемо у загальному випадку розглядати множину вимірних за Лебегом функцій, таких, що $0 \leq \eta(\tau) \leq 1$, $\tau \in [0; 1]$. Для квадратів ефективного та середнього значень модульованого струму мають місце наступні вирази:

$$\begin{aligned} I_{eff}^2 &= I_1^2 + 2AI_1 \langle \eta(\tau) \rangle + A^2 \langle \eta^2(\tau) \rangle; \\ I_{av}^2 &= I_1^2 + 2AI_1 \langle \eta(\tau) \rangle + A^2 \langle \eta(\tau) \rangle^2. \end{aligned} \quad (2)$$

Віднімаючи праві та ліві частини рівностей (2), отримаємо:

$$\Delta = I_{eff}^2 - I_{av}^2 = A^2 \left(\langle \eta^2(\tau) \rangle - \langle \eta(\tau) \rangle^2 \right). \quad (3)$$

Розглянемо задачу варіаційного числення про знаходження нормованої форми імпульсу $\eta(\tau) \in M$, яка доставляє $\max_{\eta(\tau) \in M} \Delta$. Можливі два формулювання такої задачі. У першій з них будемо вважати, що імпульси струму (1) генеруються нормованими формами $\eta(\tau)$ при заданій амплітуді A , яка не залежить від форми імпульсу. У цьому випадку (3) впливає, що оптимальна форма імпульсу струму $\eta(\tau)$ доставляє максимум функціоналу $\Phi[\eta(\tau)] = \int_0^1 \eta^2(\tau) d\tau - \left(\int_0^1 \eta(\tau) d\tau \right)^2$. Має місце така теорема.

Теорема. Нехай $\eta(\tau) \in M$ – нормована форма імпульсу струму, така, що для всіх $\tau \in [0; 1]$ виконуються нерівності $0 \leq \eta(\tau) \leq 1$. Тоді $\Phi[\eta(\tau)] \leq \frac{1}{4}$ і рівність досягається тоді й тільки тоді, коли існує вимірна множина $B \subset [0; 1]$, $\mu(B) = \frac{1}{2}$, де μ – міра Лебега на прямій, така, що майже для всіх $\tau \in [0; 1]$ виконуються рівності:

$$\eta(\tau) = \begin{cases} 1, & \tau \in B; \\ 0, & \tau \notin B. \end{cases} \quad (4)$$

Доведення. Оскільки $0 \leq \eta(\tau) \leq 1$, то справедлива нерівність $\langle \eta^2(\tau) \rangle \leq \langle \eta(\tau) \rangle$. Звідси $\Phi[\eta(\tau)] \leq \langle \eta(\tau) \rangle - \langle \eta(\tau) \rangle^2$. Функція $\langle \eta(\tau) \rangle - \langle \eta(\tau) \rangle^2$ досягає максимуму при $\langle \eta(\tau) \rangle = \frac{1}{2}$ і цей максимум дорівнює $1/4$. Таким чином, $\Phi[\eta(\tau)] \leq \frac{1}{4}$. В останній умові рівність досягається лише тоді, коли $\langle \eta(\tau) \rangle = \langle \eta^2(\tau) \rangle = \frac{1}{2}$. З умови $\langle \eta(\tau) \rangle = \langle \eta^2(\tau) \rangle$ випливає, що майже для всіх $\tau \in [0; 1]$ виконується рівність $\eta(\tau) = \eta^2(\tau)$. Звідси $\eta(\tau) = 0$ або $\eta(\tau) = 1$ майже для всіх $\tau \in [0; 1]$. Нехай $B \subset [0; 1]$ – множина таких $\tau \in [0; 1]$, що $\eta(\tau) = 1$. Маємо $\langle \eta(\tau) \rangle = \int_0^1 \eta(\tau) d\tau = \mu(B)$. З огляду на рівність $\langle \eta(\tau) \rangle = \frac{1}{2}$, отримуємо, що $\mu(B) = \frac{1}{2}$, тобто рівності (4) виконуються. Залишається зауважити, що для знайденої функції $\eta(\tau)$ справедлива рівність $\Phi[\eta(\tau)] = \frac{1}{4}$. Теорему доведено.

Розглянута задача про максимум функціоналу $\Phi[\eta(\tau)]$ у класі вимірних за Лебегом функцій має не єдиний розв'язок та існує нескінченна кількість еквівалентних функцій $\eta(\tau)$, таких, що множини точок відрізка $[0; 1]$, для яких $\eta(\tau) = 0$ і $\eta(\tau) = 1$, мають однакову міру Лебега $\mu(B) = \langle \eta(\tau) \rangle = \frac{1}{2}$. В умовах практичного застосування імпульсної модуляції зварювального струму найбільший інтерес являє функція $\eta(\tau)$ у вигляді одиничного стрибка (прямокутні імпульси у формі меандру):

$$\eta(\tau) = \begin{cases} 1, & 0 \leq \tau < \frac{1}{2}; \\ 0, & \frac{1}{2} \leq \tau \leq 1; \end{cases} \quad \Delta_1 = \max \Delta = \frac{1}{4} A^2. \quad (5)$$

При фіксованій амплітуді модуляції A оптимальна форма імпульсу струму (5) залишає довільними значення середнього та ефективного струму. Для їхнього визначення потрібно додатково задати ще один струмовий параметр, наприклад, значення базового струму I_1 . У такому разі $I_{av} = I_1 + \frac{1}{2} A$, $I_{eff} = \sqrt{I_{av}^2 + \frac{1}{4} A^2}$, а вираз для Δ_1 записується наступним чином: $\Delta_1 = \hat{I}_{av}^2$, де $\hat{I}_{av} = I_{av} - I_1$.

Розглянемо іншу можливість знаходження $\max_{\eta(\tau) \in M} \Delta = \Delta_2$, відмовившись від припущення, що

амплітуда модуляції струму є фіксованою. Натомість у (1) будемо вважати, що імпульси струму $I = I(\tau)$ генеруються за умови, що струм $\hat{I}_{av}$ зберігається постійним для всіх $\eta(\tau) \in M$. При заданому значенні I_1 такий спосіб оптимізації форми імпульсу струму є зручним для оцінки ефективності силового впливу модульованого струму в порівнянні з впливом постійного струму з величиною, яка дорівнює I_{av} .

За такого варіанту оптимізації амплітуда струму стає залежною від форми імпульсу і, як випливає

$$\text{з (1), ця залежність має вигляд } A[\eta(\tau)] = \frac{\hat{I}_{av}}{\langle \eta(\tau) \rangle}.$$

Тоді $\Delta = \hat{I}_{av}^2 \frac{\langle \eta^2(\tau) \rangle - \langle \eta(\tau) \rangle^2}{\langle \eta(\tau) \rangle^2}$ і виникає задача про знаходження максимуму функціоналу

$$F[\eta(\tau)] = \left[\int_0^1 \eta^2(\tau) d\tau \right] / \left[\left(\int_0^1 \eta(\tau) d\tau \right)^2 - 1 \right] \quad \text{у класі}$$

функцій $\eta(\tau) \in M$.

Позначимо через $M_\delta \subset M$ підмножину таких функцій $\eta_\delta(\tau) \in M$, для яких $\langle \eta_\delta(\tau) \rangle = \delta$, де $\delta \in [0; 1]$ – деякий фіксований параметр. Очевидно, що $\bigcup_{\delta \in [0; 1]} M_\delta = M$. Як і раніше при доведенні теореми, справедлива оцінка $F[\eta_\delta(\tau)] \leq \frac{1}{\delta} - 1$, причому

рівність виконується для тих і лише тих функцій $\eta_\delta(\tau) \in M_\delta$, для яких існує вимірна множина $B_\delta \subset [0; 1]$, $\mu(B_\delta) = \delta$ – така, що майже для всіх $\tau \in [0; 1]$ виконуються рівності (4). Однією з таких функцій $\eta_\delta(\tau)$, що доставляють максимум функціоналу $F[\eta_\delta(\tau)]$, є функція:

$$\eta_\delta(\tau) = \begin{cases} 1, & 0 \leq \tau < \delta; \\ 0, & \delta \leq \tau \leq 1, \end{cases} \quad (6)$$

яка визначає імпульси прямокутної форми з коефіцієнтом заповнення δ .

У зварювальних генераторах амплітуда модуляції обмежена величиною максимального струму генератора. У зв'язку з цим будемо далі вважати, що $A[\eta(\tau)] \leq A_{\max}$. Ця умова при вибраному значенні $\hat{I}_{av}$ накладає на $\langle \eta(\tau) \rangle$ обмеження

знизу, а саме: $\langle \eta(\tau) \rangle \geq \frac{\hat{I}_{av}}{A_{\max}} = \delta_{\min}$. Таким чином, для $\eta_\delta(\tau) \in M_\delta$ справедлива нерівність $\delta \geq \delta_{\min}$, а, отже,

$\max_{\eta_\delta \in M_\delta} F[\eta_\delta(\tau)]$ досягається на функціях $\eta_\delta(\tau) \in M_\delta$ при $\delta = \delta_{\min}$ і цей максимум дорівнює $\frac{1}{\delta_{\min}} - 1$. Тоді

для максимальної різниці квадратів ефективного та середнього значень модульованого струму за другого способу оптимізації маємо:

$$\Delta_2 = \hat{I}_{av}^2 \left(\frac{1}{\delta_{\min}} - 1 \right). \tag{7}$$

Це означає, що оптимальним способом модуляції струму при заданих значеннях середнього I_{av} та базового струму I_1 є модуляція прямокутними імпульсами з мінімально можливим для заданого значення $\hat{I}_{av}$ коефіцієнтом заповнення $\delta_{\min}$. З альтернативної форми запису виразу (7)

$\Delta_2 = \hat{I}_{av} (A_{\max} - \hat{I}_{av})$ випливає, що права частина цієї рівності має максимум, який досягається при $\hat{I}_{av} = \frac{1}{2} A_{\max}$, $\delta_{\min} = 0,5$, що відповідає імпульсам у формі меандру (5).

Наведемо чисельні оцінки оптимальних параметрів прямокутних імпульсів струму, поклавши $A_{\max} = 500 \text{ A}$ (максимальний струм генератора в [8]). У табл. 1 наведено розрахункові дані про зміну мінімально можливого значення коефіцієнта заповнення $\delta_{\min}$, ефективного значення струму I_{eff} (при $I_1 = 0$), а також максимальної різниці Δ_2 квадратів ефективного та середнього значень струму в залежності від величини $\hat{I}_{av}$.

На рис. 3 зіставлені два розглянутих вище способи оптимізації форми та параметрів імпульсів струму: 1) при фіксованій амплітуді модуляції $A \leq A_{\max} = 500 \text{ A}$; 2) при фіксованому струмі $\hat{I}_{av}$ та зазначеному вище максимальному значенні

Таблиця 1. Оптимальні параметри модуляції струму прямокутними імпульсами при різних (заданих) значеннях $\hat{I}_{av}$

$\hat{I}_{av}, \text{ A}$	50	100	150	200	250	300	350	400
$\delta_{\min}$	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8
$I_{eff}, \text{ A}$	158	224	274	316	354	387	418	447
$\Delta_2, 10^3 \text{ A}^2$	22,5	40,0	52,5	60,0	62,5	60,0	52,5	40,0

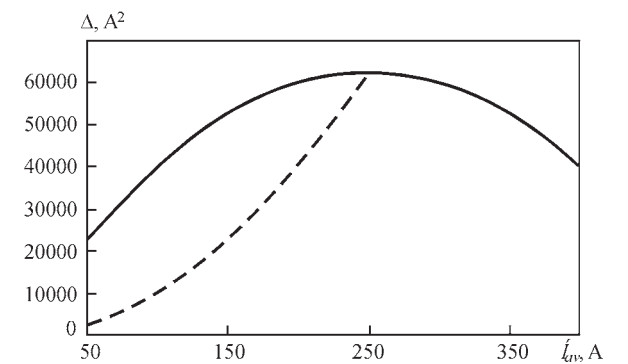


Рис. 3. Зміна Δ_1 (штрихова лінія) і Δ_2 (суцільна лінія) в залежності від $\hat{I}_{av}$ при $A_{\max} = 500 \text{ A}$

амплітуди. Зауважимо, що в першому випадку при $\hat{I}_{av} > 250 \text{ A}$ амплітуда модуляції струму A перевершує прийняте обмеження, тому порівняння зазначених способів оптимізації будемо проводити в області $\hat{I}_{av} \leq 250 \text{ A}$. З наведених на рис. 3 розрахункових даних випливає, що перевищення силового впливу модульованого струму над впливом постійного струму, що дорівнює середньому значенню модульованого, виявляється істотно вище при другому способі оптимізації і лише в точці максимуму ($\hat{I}_{av} = 250 \text{ A}$) обидва варіанти стають еквівалентними.

Як впливає з визначення $\hat{I}_{av} = I_{av} - I_1$, збільшення базового струму при постійному середньому значенні струму призводить до зменшення $\hat{I}_{av}$ і, відповідно, до зниження Δ_1 , Δ_2 в області $\hat{I}_{av} \leq 250 \text{ A}$ (рис. 3), зменшуючи тим самим ефективність силового впливу модульованого струму.

Оптимізація параметрів трапецеїдальних і трикутних імпульсів струму. Створення джерел живлення дуги з високочастотною модуляцією струму, які здатні генерувати імпульси прямокутної форми в широкому діапазоні частот, є складним технічним завданням [8, 12]. При цьому реально досяжна в зварювальному ланцюзі швидкість підйому/спаду струму на фронтах імпульсу становить величину порядку 20...50 А/мкс, що, наприклад, при амплітуді модуляції струму 500 А буде відповідати сумарній тривалості фронтів порядку 20...50 мкс. Тому для практичних застосувань являють інтерес імпульси струму трапецеїдальної і, як окремий випадок, трикутної форми, які потенційно можуть бути реалізовані за допомогою існуючих зварювальних джерел живлення для ТІГ зварювання з ВЧІ модуляцією струму.

Розглянемо спочатку імпульс струму трапецеїдальної форми, зображений на рис. 4, при наступних часових параметрах: t_1 – тривалість переднього фронту; $t_2 - t_1$ – тривалість «вершини» імпульсу; $t_3 - t_2$ – тривалість заднього фронту; t_3 – тривалість імпульсу, $T - t_3$ – тривалість паузи. Розмірним часовим параметрам імпульсу поставимо у відповідність безрозмірні параметри $\tau_1 = \frac{t_1}{T}$, $\tau_2 = \frac{t_2}{T}$, $\tau_3 = \frac{t_3}{T}$ та введемо такі позначення: $\tau_{21} = \tau_2 - \tau_1$ – безрозмірна тривалість «вершини»; $\tau_f = \tau_1 + \tau_3 - \tau_2$ – сумарна безрозмірна тривалість фронтів імпульсу.

Для нормованої форми трапецеїдального імпульсу струму легко отримати: $\langle \eta(\tau) \rangle = \tau_{21} + \frac{\tau_f}{2}$; $\langle \eta^2(\tau) \rangle = \tau_{21} + \frac{\tau_f}{3}$. Ці вирази залежить лише

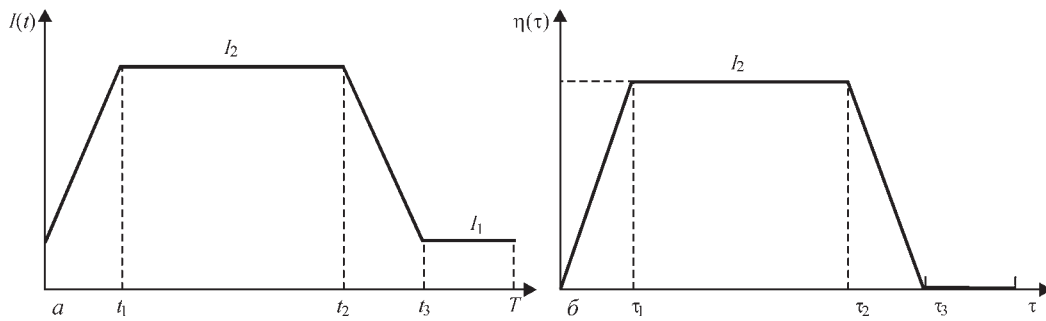


Рис. 4. Трапецеїдальний імпульс струму (а) і його нормована форма (б)

від сумарної безрозмірної тривалості фронтів. Будемо, як і раніше, розглядати два варіанти оптимізації параметрів імпульсів. Прийнемо спочатку, що трапецеїдальні імпульси струму генеруються при фіксованій амплітуді модуляції A . Тоді функціоналу $\Phi[\eta(\tau)]$ відповідає функція

$\Phi(\tau_{21}, \tau_f) = \tau_{21} + \frac{\tau_f}{3} - (\tau_{21} + \frac{\tau_f}{2})^2$ безрозмірних часових параметрів τ_{21}, τ_f . Для заданої величини τ_f , яка визначається характеристиками джерела живлення, $\max_{\tau_{21}} \Phi(\tau_{21}, \tau_f) = \frac{1}{4} - \frac{\tau_f}{6}$ досягається при:

$$\tau_{21} = \frac{1}{2}(1 - \tau_f). \quad (8)$$

Максимальне перевищення силової дії імпульсу трапецеїдальної форми над силовою дією постійного зварювального струму, рівного I_{av} , визначається величиною:

$$\Delta_1 = \frac{A^2}{4} \left(1 - \frac{2}{3} \tau_f \right). \quad (9)$$

Зазначимо, що за $\tau_f = 0$ (прямокутні імпульси) формула (9) відповідає (5).

Імпульс трикутної форми є окремим випадком трапецеїдального імпульсу. У виразах для $\langle \eta(\tau) \rangle$, $\langle \eta^2(\tau) \rangle$ покладемо $\tau_{21} = 0$, а τ_f будемо ототожнювати з тривалістю трикутного імпульсу. У результаті отримаємо: $\Phi(\tau_f) = \frac{1}{3} \tau_f - \frac{1}{4} \tau_f^2$. Аналізуючи цю функцію на екстремум, знаходимо, що $\max_{\tau_f} \Phi(\tau_f) = \frac{1}{9}$ досягається при $\tau_f = \frac{2}{3}$.

Це означає, що імпульс струму трикутної форми є оптимальним, якщо дві третини періоду становить власне імпульс (передній та задній фронт), а одну третину – пауза. Максимальне перевищення силового впливу такого імпульсу над силовим впливом постійного струму, що дорівнює I_{av} , визначається величиною:

$$\Delta_1 = \frac{A^2}{9}. \quad (10)$$

Припустимо тепер, що трапецеїдальні імпульси струму генеруються при фіксованих значеннях I_{av} і I_1 , тобто величина зберігається $\hat{I}_{av}$ постійною, і прийнемо обмеження $A \leq A_{max}$. Аналогічно до того, як це було зроблено вище, можна показати, що для трапецеїдальних імпульсів $\max(I_{eff}^2 - I_{av}^2)$ досягається при мінімально можливому коефіцієнті заповнення $\delta_{min} = \frac{\hat{I}_{av}}{A_{max}} + \frac{1}{2} \tau_f$ і становить:

$$\Delta_2 = \hat{I}_{av}^2 \left[\frac{\delta_{min} - 2\tau_f/3}{(\delta_{min} - \tau_f/2)^2} - 1 \right].$$

При $\tau_f = 0$ отриманий вираз збігається з формулою (8) для імпульсів прямокутної форми. У разі трикутних імпульсів вирази для Δ_2 і δ_{min} набувають вигляду:

$$\Delta_2 = \hat{I}_{av}^2 \left[\frac{4}{3\delta_{min}} - 1 \right], \quad \delta_{min} = \frac{2\hat{I}_{av}}{A_{max}}.$$

У табл. 2 наведено кількісні характеристики оптимальних параметрів трапецеїдальних і

 Таблиця 2. Оптимальні параметри модуляції струму трапецеїдальними та трикутними імпульсами при різних значеннях $\hat{I}_{av}$

$\hat{I}_{av}, A$		50	100	150	200	250	300	350
Трапецеїдальні імпульси	δ_{min}	0,25	0,35	0,45	0,55	0,65	0,75	0,85
	I_{eff}, A	112	194	250	296	332	371	403
	$\Delta_2, 10^3 A^2$	10,0	27,5	40,0	47,5	50,0	47,5	40,0
Трикутні імпульси	δ_{min}	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0	–	–
	I_{eff}, A	129	180	224	258	289	–	–
	$\Delta_2, 10^3 A^2$	14,17	22,33	27,50	26,67	20,83	–	–

трикутних імпульсів струму, розраховані при $A_{max} = 500 \text{ A}$, $I_1 = 0$, $\tau_f = 0,3$.

Викладена теорія залишається справедливою для імпульсів струму, нормована форма яких не залежить від частоти модуляції (ізоморфні імпульси). Силовий вплив модульованого струму з неізоморфними трапецеїдальними імпульсами (наприклад при фіксованій тривалості фронтів) знижується зі збільшенням частоти модуляції.

Висновки

1. При ТІГ зварюванні в якості наближеної міри перевищення силового впливу модульованого зварювального струму над впливом постійного струму можна прийняти різницю квадратів ефективного та середнього значень модульованого струму. Максимум цієї різниці слугує критерієм оптимізації форми імпульсів зварювального струму, що забезпечують максимальну силову дію модульованого струму на метал зварювальної ванни і, як наслідок, підвищують проплавну здатність дуги при зварюванні ТІГ із високочастотною імпульсною модуляцією струму.

2. Оптимальні форми та параметри імпульсів зварювального струму для загального випадку функцій $\eta(\tau) \in L_1(0,1)$ утворюють класи еквівалентності, в яких напівнорми елементів, що входять до них, збігаються. В якості $\|\eta\|$ виступає середнє значення $\langle \eta(\tau) \rangle$ нормованої форми імпульсу, яке для умов теореми дорівнює 0,5. У класі еквівалентності з $\langle \eta(\tau) \rangle = 1/2$ крім імпульсів у формі меандру, що слідує з частотою F , можна розглядати варіанти модуляції струму кінцевим числом субімпульсів, таких, що їхня сумарна відносна тривалість дорівнює 0,5, наприклад, прямокутні імпульси з частотами nF , де $n > 1$ – ціле число. Так само, у другому способі оптимізації величина $\langle \eta(\tau) \rangle = \delta_{min}$ може бути досягнута при генерації кінцевого числа субімпульсів, сумарна відносна тривалість яких дорівнює δ_{min} . Для вибраного інтегрального критерію силового впливу дуги такі варіанти форми імпульсів є еквівалентними за умови, що $\eta(\tau) = \eta^2(\tau)$.

3. При проведенні експериментальних досліджень проплавної здатності модульованого струму та однозначного трактування їхніх результатів важливо використовувати генератори імпульсного стру-

му, що є стабілізованими за нормованою формою імпульсу в широкому діапазоні частот. У багатьох існуючих генераторах модульованого струму стабілізація форми імпульсу підтримується лише в обмеженому діапазоні частот. Тому при аналізі впливу частоти модуляції струму на проплавну здатність дуги при ТІГ зварюванні слід брати до уваги не лише частоту модуляції, а й враховувати також зміну форми імпульсів у залежності від частоти їх слідування. Вперше на це звернено увагу в [6].

Автор є головним редактором, тому не брав участі у рецензуванні та прийнятті рішення щодо публікації цієї статті. Фінальне рішення про публікацію прийнято членом редколегії Л.М. Лобановим.

Список літератури/References

1. Lucas, W. (1992) Shielding gases for arc welding. Pt 1. *Welding and Metal Fabrication*, **6**, 218–225.
2. Lu, S., Fujii, H., Nogi, K. (2004) Marangoni convection and weld shape variations in Ar-O₂ and Ar-CO₂ shielded GTA welding. *Mater. Sci. Eng.: A*, **380**(1-2), 290–297. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.msea.2004.05.057>
3. Lucas, W. (2000) Activating flux – improving the performance of the TIG process. *Welding and Metal Fabrication*, **68**(2), 7–10. <https://www.twi-global.com/technical-knowledge/published-papers/activating-flux-improving-the-performance-of-the-tig-process-february-2000>
4. Yushchenko, K.A., Kovalenko, D.V., Kovalenko, I.V. (2001) Application of activators for TIG welding of steels and alloys. *The Paton Welding J.*, **7**, 37–43.
5. Jarvis, B., Ahmed, N. (2000) Development of keyhole mode gas tungsten arc welding process. *Sci. and Techn. of Welding and Joining*, **5**(1), 1–7. DOI: <https://doi.org/10.1179/136217100322910624>
6. Omar, A.A., Lundin, C.D. (1979) Pulsed plasma – pulsed GTA arcs: A study of the process variables. *Welding J., Res. Suppl.*, **4**, 97–105.
7. Saedi, H.R., Unkel, W. (1988) Arc and weld pool behavior for pulsed current GTAW. *Welding J., Res. Suppl.*, **11**, 247–255.
8. Onuki, J., Anazawa, Y., Nihei, M. et al. (2002) Development of a new high-frequency, high-peak current power source for high constricted arc formation. *Jpn. J. Appl. Phys.*, **41**(9R), 5821–5826. DOI: <https://doi.org/10.1143/JJAP.41.5821>
9. Qi, B.J., Yang, M.X., Cong, B.Q. et al. (2013) The effect of arc behavior on weld geometry by high-frequency pulse GTAW process with 0Cr18Ni9Ti stainless steel. *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, **66**, 1545–1553. DOI: <https://doi.org/10.1007/s00170-012-4438-z>
10. Yang, M., Yang, Z., Cong, B. et al. (2014) A study on the surface depression of the molten pool with pulsed welding. *Welding J., Res. Suppl.*, **93**(8), 312–319.
11. Krivtsun, I., Demchenko, V., Krikent, I. et al. (2024) Comparative numerical analysis of electromagnetic forces in DC and HFPC TIG welding. *Applied Mathematical Modelling*, **127**, 366–378. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.apm.2023.12.016>
12. Yang, M., Yang, Z., Qi, B. (2015) The effect of pulsed frequency on the plasma jet force with ultra high frequency pulsed arc welding. *Welding in the World*, **8**, 875–882. DOI: <https://doi.org/10.1007/s40194-015-0261-0>

OPTIMIZATION OF THE PULSED CURRENT WAVEFORM AND PARAMETERS IN HFPC TIG WELDING

I.V. Krivtsun¹, V.F. Demchenko¹, D.A. Nomirovskii², O. Mokrov³, D.V. Kovalenko¹

¹E.O. Paton Electric Welding Institute of the NAS of Ukraine. 11 Kazymyr Malevych Str., 03150, Kyiv, Ukraine.

E-mail: d_v_kovalenko@ukr.net

²Taras Shevchenko National University of Kyiv. 60 Volodymyrska Str., 01033 Kyiv, Ukraine

³RWTH Aachen University, ISF – Welding and Joining Institute Pontstr. 49, 52062 Aachen, Germany

Experimental studies have shown that high frequency pulsed modulation of welding current allows for an increase in penetration capacity of the welding process with refractory cathode. This effect is attributed to intensified convective flows in the weld pool, excited by the force action of a high-frequency electromagnetic field. The article examines the problem of determining the shape and parameters of welding current pulses that maximize the force exerted by the modulated current on the weld pool metal. The square of the effective value of the welding current is taken as an integral measure of the force action of the electromagnetic field on the molten metal of the weld pool. The difference between the squares of the effective and average values of the modulated current, which characterizes the excess of the force action of the arc with pulsed current modulation over the force action of the direct current arc, is taken as a criterion for optimizing the shape of the current pulse. The problem of variational calculus on finding such a current pulse shape, at which the maximum of the specified difference is achieved, is solved. Two optimization methods are considered: at a given modulation amplitude and at a given average value of the modulated current. It is rigorously shown mathematically that in the first case the optimal pulse shape is a square wave, in the second case it is a rectangular current pulse, the duty cycle and amplitude of which are determined by the value of the maximum current of the welding generator. The optimization of parameters of current pulses of trapezoidal and triangular shapes generated by existing welding current generators has been carried out. The proposed theory can serve as a guideline in the development of effective pulse current generators, as well as in the design of the modes of the tungsten inert gas welding process with high-frequency pulsed modulation of welding current, in order to increase the penetration depth and improve welding productivity. 12 Ref., 2 Tabl., 4 Fig.

Keywords: TIG welding, arc plasma, weld pool, electromagnetic force, direct current, pulsed current, mean and RMS values, wave form, duty cycle, amplitude, frequency

ORCID

І.В. Кривцун – <https://orcid.org/0000-0001-9818-3383>, В.Ф. Демченко – <https://orcid.org/0009-0007-7785-1523>,
Д.А. Номіровський – <https://orcid.org/0000-0001-9482-776X>, О. Мокров – <https://orcid.org/0000-0002-9380-6905>,
Д.В. Коваленко – <https://orcid.org/0000-0002-8544-588X>

КОНФЛІКТ ІНТЕРЕСІВ

Автори заявляють про відсутність конфлікту інтересів

АВТОР ДЛЯ ЛИСТУВАННЯ

Д.В. Коваленко

ІЕЗ ім. С.О. Патона НАН України. 03150, м. Київ, вул. Казимира Малевича, 11. E-mail: d_v_kovalenko@ukr.net

РЕКОМЕНДОВАНЕ ЦИТУВАННЯ

І.В. Кривцун, В.Ф. Демченко, Д.А. Номіровський, О. Мокров, Д.В. Коваленко (2026) Оптимізація форми та параметрів імпульсів струму при ТІГ зварюванні з ВЧІ модуляцією струму. *Автоматичне зварювання*, 05, 3–9.

DOI: <https://doi.org/10.37434/as2026.05.01>

ГОЛОВНА СТОРІНКА ЖУРНАЛУ

<https://patonpublishinghouse.com/ukr/journals/as>

Отримано 17.12.2025

Отримано у переглянутому вигляді 03.02.2026

Підписано до друку 30.09.2026

Оприлюднено 20.10.2026

