

Національна академія наук України
Інститут електродинаміки

Національна академія наук України
Інститут електродинаміки

Кваліфікаційна наукова праця
на правах рукопису

Бондар Олексій Ігорович

УДК 621.74:537.84

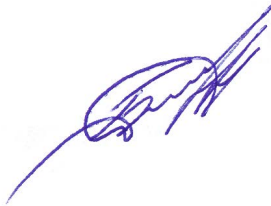
ДИСЕРТАЦІЯ

**Системи електромагнітного перемішування рідкого металу з почерговою дією
пульсуючого і біжучого магнітних полів**

Спеціальність 05.09.03 "Електротехнічні комплекси та системи"

Подається на здобуття наукового ступеня кандидата технічних наук

Дисертація містить результати власних досліджень. Використання ідей, результатів
і текстів інших авторів мають посилання на відповідне джерело



Бондар О.І.

Науковий керівник Гориславець Юрій Михайлович, доктор технічних наук, професор

Хочу висловити глибоку вдячність д.т.н, професору Гориславцю Юрію Михайловичу, моєму науковому керівнику, за його терплячий супровід, спонукання до праці, корисну критику та неоціненний інтелектуальний внесок при написанні цієї дисертаційної роботи.

Також хочу подякувати своєму колезі, к.т.н., старшому науковому співробітнику Глухенькому Олександру Івановичу за поглиблений курс теорії електромагнітних полів та настанови під час проведення наукових досліджень, а також к.т.н., доценту Шостаку Володимирі Олександровичу, науковому керівнику моєї магістерської дисертації, за перші кроки в світ науки.

Нарешті, дякую своїй дружині, Бондар Валерії Юріївні, за її любов та підтримку, що завжди супроводжували мене в роботі, моїм батькам, Бондарю Ігорю Антоновичу та Бондар Ліліані Сергіївні, за їх турботу, безцінний вклад в мою освіту та можливість стати тим, ким я є, сестрі Бондар Анастасії Ігорівні, що вірила в мене та завжди була для мене другом, а також своєму сину Андрію, який ніколи не давав мені нудьгувати.

АНОТАЦІЯ

Бондар О.І. Системи електромагнітного перемішування рідкого металу з почерговою дією пульсуючого і біжучого магнітних полів. – Кваліфікаційна робота на правах рукопису.

Дисертація на здобуття наукового ступеня кандидата технічних наук за спеціальністю 05.09.03 «Електротехнічні комплекси та системи». – Інститут електродинаміки Національної академії наук України, Київ, 2019 р.

Дисертаційна робота присвячена вирішенню важливого наукового завдання, яке полягає у визначенні основних закономірностей почергової дії на рідкий метал пульсуючого та біжучого магнітних полів шляхом математичного моделювання взаємопов'язаних електромагнітних, гідродинамічних і теплових процесів з метою підвищення ефективності електромагнітного перемішування розплаву в плавильних установках.

Інтенсифікація хімічних, дифузійних та теплових процесів в плавильних агрегатах є важливою задачею сучасного металургійного виробництва, вирішення якої можливе шляхом використання пристроїв перемішування рідкого металу. Особливо гостро ця проблема постає в печах з верхнім поверхневим нагріванням металу, в яких, за винятком теплопровідності, повністю відсутні природні механізми передачі тепла від верхніх перегрітих до нижніх шарів металу. До таких печей в першу чергу відносяться відбивні печі, які можуть бути електричними (електричні печі опору) та полум'яними (газові і рідкопаливні печі).

Серед відомих на сьогодні способів перемішування найбільш ефективним та перспективним вважається електромагнітне перемішування рідкого металу, яке реалізується у більшості випадків за допомогою індукційних систем, побудованих на основі лінійних індукторів змінного струму, що створюють біжуче магнітне поле. Зазначені пристрої є досить поширеними в промисловості; як правило, вони живляться струмами низької частоти (0,5...3 Гц). До недоліків таких систем відносять великі масогабаритні показники, необхідність мати в якості джерела живлення достатньо потужний перетворювач частоти, недостатня ефективність

перемішування у випадку великих об'ємів металу із-за наявності застійної зони металу в центральній частині ванни печі внаслідок формування одноконтурного руху розплаву.

Подолання недоліків зазначених пристроїв можливе за рахунок використання електромагнітних систем з однофазним живленням на промисловій частоті, які за рахунок пульсуючого магнітного поля дозволяють організувати у ванні печі ефективний двоконтурний рух рідкого металу. Проте, як показали попередні дослідження, значно підвищити ефективність електромагнітного перемішування розплаву в плавильних установках можливо за рахунок використання почергової силової дії на метал пульсуючого та біжучого магнітних полів. Для реалізації такого способу перемішування доцільно використати універсальні електромагнітні системи, які в залежності від однофазного чи багатofазного живлення відповідно створюють у ванні печі двоконтурну або одноконтурну вихрові течії рідкого металу. З огляду на важливість і новизну, такі системи потребують детального наукового дослідження з метою визначення основних закономірностей почергової силової дії на рідкий метал пульсуючого та біжучого магнітних полів, а також для визначення раціональних конструктивних рішень таких систем.

Для дослідження систем електромагнітного перемішування рідкого металу в плавильних установках сформульовано математичну модель, що описує взаємопов'язані електромагнітні, гідродинамічні та теплові процеси в таких системах. На її основі вперше проведено мультифізичне математичне моделювання зазначених процесів в універсальних системах електромагнітного перемішування рідкого металу, які в залежності від однофазного і багатofазного живлення відповідно створюють пульсуюче і біжуче магнітні поля, та отримано основні закономірності такого перемішування. Оцінку ефективності електромагнітного перемішування запропоновано проводити на основі інтегральних електромагнітних сил, середньої в об'ємі рідкого металу швидкості руху розплаву та різниці максимального та мінімального/середнього значень температури.

Результати спрощеного (у 2D постановці, при заданих ампер-витках котушок індуктора та за безіндукційного наближення) моделювання електромагнітних та гідродинамічних процесів дозволили встановити найбільш ефективні електромагнітні системи, якими виявилися системи на основі двострижневих та тристрижневих універсальних індукторів. Проведені дослідження вперше дозволили виявити реверс одноконтурної вихрової течії рідкого металу у ванні печі при зміні полюсного ділення індуктора у випадку багатозначного живлення та реверс двоконтурної течії рідкого для тристрижневого індуктора при зміні частоти струму у випадку однофазного живлення. Викладено рекомендації щодо вибору оптимальних (раціональних) значень частоти живлення універсальних електромагнітних перемішувачів рідкого металу для плавильних агрегатів. Встановлено, що оптимальною частотою живлення універсальних систем електромагнітного перемішування рідкого алюмінію у відбивній печі є частота, що є близькою до промислової.

Шляхом мультифізичного моделювання пов'язаних електромагнітних, гідродинамічних і теплових процесів проведено детальні дослідження двострижневих та тристрижневих систем перемішування. Чисельне моделювання виконувалося у тривимірній постановці як при заданих струмах, так і при заданих напругах на котушках перемішувача. Визначено електромагнітні параметри таких систем, показано, що обидві системи більш ефективні в режимі біжучого магнітного поля з дещо вищими показниками у тристрижневої системи. У режимі пульсуючого магнітного поля, навпаки, більш ефективним виявилася система з двострижневим осердям. Обидві системи рекомендовано для практичного використання як основи для електромагнітних перемішувачів рідкого металу у відбивних печах.

У результаті аналізу теплових процесів підтверджено, що суттєвого підвищення ефективності перемішування рідкого металу в печі досягається за рахунок чергування однофазного і багатозначного режимів живлення систем електромагнітного перемішування металу. Таке перемішування є дієвим засобом усереднення температури розплаву у ванні печі. При цьому встановлено, що

суттєвого покращення теплового стану розплаву досягається при тривалості роботи кожного з режимів живлення, яка приблизно дорівнює тривалості перехідного гідродинамічного процесу.

Вперше визначено вплив феромагнітного кожуха печі та металевої ніші перемішувача на ефективність перемішування універсальної електромагнітної системи. Встановлено, що в обох режимах живлення вплив кожуха печі є незначним і ним можна знехтувати. При наявності між індуктором та рідким металом металевої ніші ефективність перемішування може зменшуватися на 15% при значних електричних втратах в ній. Показано, що такі втрати, а також вплив ніші на ефективність перемішування можна суттєво зменшити за допомогою секціонування (виконання розрізів) металевої ніші, а також за рахунок зменшення частоти струму живлення універсального перемішувача.

Враховуючи, що універсальні системи електромагнітного перемішування рідкого металу є потужним низькокосинусним та несиметричним навантаженням для мережі, в роботі запропоновано системи живлення, які забезпечують роботу перемішувачів в обох режимах, компенсують їх реактивну потужність та симетрують струми мережі живлення. Використання симетро-компенсуючих пристроїв дозволяє в режимі багатofазного живлення додатково зменшити струмове навантаження на мережу, зумовленого перекачуванням активної потужності з однієї котушки в іншу. Перемикання режимів роботи перемішувачів рекомендовано за допомогою контактних комутаційних апаратів (електромагнітних контакторів), що використовуються для комутації конденсаторних установок.

Отримані результати є науковою основою для створення універсальних систем перемішування рідкого металу з системами їх живлення. З огляду на це було розроблено технічні рекомендації та сформульовано пропозиції по створенню таких систем.

Ключові слова: універсальний електромагнітний перемішувач, рідкий метал, біжуче та пульсуюче магнітні поля, чисельне моделювання, відбивна піч.

Список публікацій здобувача

Наукові праці, в яких опубліковані основні наукові результати дисертації:

1. Гориславець Ю.М., Глухенький О.І., Максименко В.Ю., Бондар О.І. Порівняльний аналіз двох конструктивних рішень електромагнітного перемішувача рідкого металу з почерговою дією пульсуючого і біжучого магнітних полів. *Праці Інституту електродинаміки НАН України*. 2015. № 40. С. 103-108. (Особистий внесок – визначення електромагнітних та гідродинамічних параметрів перемішувачів для різних режимів їх живлення за результатами чисельних розрахунків електромагнітних та гідродинамічних процесів.)

2. Глухенький О.І., Гориславець Ю.М., Бондар О.І. Моделювання нагрівання металевого розплаву у відбивній печі при електромагнітному перемішуванні. *Технічна електродинаміка*. 2015. №6. С. 78-83. (Особистий внесок – розроблення скінченно-елементної моделі для дослідження теплових процесів у ванні відбивної печі.)

3. Дубоделов В.И., Фиксен В.Н., Гориславец Ю.М., Глухенький А.И., Бондар А.И. Моделирование электромагнитного перемешивания металлических расплавов под воздействием пульсирующего и бегущего магнитных полей. *Процессы литья*. 2016. № 4 (118). С. 3-9. (Особистий внесок – розроблення скінченно-елементної моделі для дослідження теплових процесів у ванні відбивної печі.)

4. Шидловський А.К., Гориславець Ю.М., Глухенький О.І., Бондар О.І. Ефективність універсальних електромагнітних перемішувачів рідкого металу в залежності від частоти живлення. *Технічна електродинаміка*. 2017. № 5. С.76-82. (Особистий внесок – виконання 3D моделювань електромагнітних, гідродинамічних і теплових процесів.)

5. Бондар О.І., Глухенький О.І., Гориславець Ю.М. Визначення основних конструктивних параметрів універсальних перемішувачів рідкого металу. *Праці Інституту електродинаміки НАН України*. 2017. № 46. С. 119-126. (Особистий внесок – знаходження середньої швидкості рідкого металу в залежності від частоти

струму живлення для універсальної електромагнітної системи на основі тристрижневого індуктора.)

6. Бондар О.І., Глухенький О.І., Гориславець Ю.М. Вплив конструктивних елементів плавильної печі на ефективність універсального електромагнітного перемішувача рідкого металу. *Праці Інституту електродинаміки НАН України*. 2017. № 48. С. 105-110. (Особистий внесок – аналіз впливу основних конструктивних параметрів універсальних електромагнітних систем на ефективність перемішування.)

Наукові праці, які засвідчують апробацію матеріалів дисертації:

7. Бондар О.І., Глухенький О.І., Гориславець Ю.М. Моделювання фізичних процесів у пічному агрегаті з електромагнітним перемішуванням рідкого металу. *Технічна електродинаміка*. 2016. № 4. С. 92-94. За матеріалами XIV Міжнародної науково-технічної конференції "Проблеми сучасної електротехніки", Київ, 6-10 червня, 2016 р. (Особистий внесок – розробка скінченно-елементної моделі для моделювання електромагнітних, гідродинамічних та теплових процесів, обґрунтування можливості зменшення втрат в конструктивних елементах плавильної печі.)

8. Гориславець Ю.М., Ладохін С.В., Глухенький О.І., Лапшук Т.В., Бондар О.І., Дрозд Є.О. Чисельне моделювання мультифізичних процесів при електронно-променевої гарнісажній плавці титану. *Технічна електродинаміка*. 2018. №5. С. 108-111. За матеріалами XV Міжнародної науково-технічної конференції "Проблеми сучасної електротехніки", Київ, 4-8 червня, 2018 р. (Особистий внесок – розробка скінченно-елементної моделі для моделювання електромагнітних, гідродинамічних та теплових процесів, обґрунтування можливості зменшення втрат в конструктивних елементах плавильної печі.)

ABSTRACT

Bondar O.I. Liquid metal electromagnetic stirring systems with periodic action of pulsing and traveling magnetic fields. – Manuscript.

Thesis submitted for a doctor of philosophy academic degree in specialty 05.09.03 "Electrotechnical Complexes and Systems". – The Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine, Kyiv, 2019.

Thesis is intended to solve important scientific task, which is to determine the basic regularities of periodic action of pulsing and traveling magnetic fields on liquid metal by means of interrelated electromagnetic, hydrodynamic and heat processes for increasing the effectiveness of electromagnetic stirring of melt in melting installations.

Chemical, diffusion and heat processes intensification in melting units is an important task of modern metallurgy, which is possible through the use of liquid metal stirring devises. Especially acute this problem is in furnaces with top mounted above the metal heaters, where except heat conductivity there are not natural mechanisms of heat transfer from upper overheated layers to bottom layers of metal. These furnaces primarily include reverberatory furnaces, which can be either electrical (electric resistance furnaces) or flaming (gas or liquid fuel furnaces).

Nowadays among the known methods of stirring the most effective and promising is electromagnetic stirring of liquid metal, which in most cases is implemented through induction systems, made on the basis of alternating current linear inductor, which create traveling magnetic field. These devices are common in industry. Usually they are operated with low frequency power supplies (0,5...3 Hz). The disadvantages of such systems include large weight and dimensions, the necessity for high power frequency converter as a power source, insufficient mixing efficiency in the case of large volumes of metal due to the presence of stagnant zone in central part of furnace bath as a result of formation of single-circuit motion of melt.

Overcoming the disadvantages of abovementioned devices is possible by using electromagnetic systems with single phase power supply at industrial frequency, which due to the action of pulsing magnetic field allow to create effective double-circuit flow

of liquid metal in the furnace bath. But, as shown by previous studies, considerable increasing of electromagnetic stirring efficiency of melt in melting units is possible through the utilizing of periodic force action on metal of pulsing as well as traveling magnetic fields. For implementing such a method of stirring it is advisable to use versatile electromagnetic systems, which create double-circuit or single-circuit vortex flow of liquid metal respectively depending on single phase or multiphase power supply. Considering the importance and novelty of such systems, they need careful scientific research with the aim of determining the basic regularities of periodic force action on liquid metal of pulsing and traveling magnetic fields, as well as for determining the rational design decisions of such systems.

In order to research the systems of electromagnetic stirring of liquid metal in melting units mathematical model that describes interconnected electromagnetic, hydrodynamic and heat processes in such systems has been formulated. On its basis for the first time multiphysical modeling of abovementioned processes in versatile electromagnetic stirring systems of liquid metal, depending on single phase or multiphase power supply create pulsing and traveling fields respectively, have been performed and basic regularities of such stirring have been obtained. The estimation of the efficiency of electromagnetic stirring has been proposed to perform on the basis of the integral electromagnetic forces, the average flow velocity in liquid metal volume and the difference of maximal and minimal/average temperature values.

The results of simplified (in 2D, at a given ampere-turns of inductor coils and without considering the velocity term in equation for electric field) simulations of electromagnetic and hydrodynamic processes allowed to determine the most effective electromagnetic systems, which turned out to be systems with two-core and three-core versatile inductors. Conducted research for the first time allowed to determine the reverse of single-circuit vortex flow of liquid metal in furnace bath at pole division change of inductor in the case of multiphase power supply and reverse of double-circuit liquid metal flow for three-core inductor at current frequency change in the case of single phase power supply. Recommendations are outlined concerning the choice of the best (rational) current frequency values of the versatile liquid metal electromagnetic stirrers for melting units.

Established that the optimal power supply frequency of versatile liquid aluminium electromagnetic stirring systems in reverberatory furnace is the frequency, which is close to industrial.

By multiphysical simulations of interconnected electromagnetic, hydrodynamic and heat processes detailed research of two core and three core stirring systems have been conducted. Numerical modellings have been performed in three dimensions at given currents as well as at applied voltages on the stirrer coils. Electromagnetic parameters of such systems have been determined and there has been shown that both systems are more effective in traveling field working mode with a somewhat higher rates of three core system. In pulsing magnetic field working mode, on the contrary, more effective turned out to be system with two core magnetic conductor. Both systems are recommended for practical utilizing as the basis for liquid metal electromagnetic stirrers in reverberatory furnaces.

As a result of analysis of heat processes it was confirmed that essential increasing in efficiency of liquid metal stirring in furnace is achieved by alternation of single phase and multiphase power supply of metal stirring electromagnetic systems. Such stirring is an efficient way of averaging the melt temperature in furnace bath. It is established that essential thermal state improvements are achieved at the duration of each power mode which approximately is equal to the duration of hydrodynamic transition process.

For the first time the influence of ferromagnetic plating of furnace and plating of metal pocket of stirrer on efficiency of versatile electromagnetic stirring system have been determined. It is established that in both power supply modes the influence of furnace plating is insignificant and can be neglected. When between the inductor and liquid metal there is plating of metal pocket the efficiency of stirring reduced by 15 percent and is accompanied by significant electrical losses in it. It has been shown, that such losses as well as the influence of pocket plating on efficiency of stirring can be significantly reduced with the help of sectioning (performing the cuts) of the plating as well as by reducing the power supply frequency of versatile stirrer.

Considering the fact that versatile liquid metal electromagnetic stirring systems are powerful nonsymmetrical load for power network with low power factor, in this work

power supply systems, which allow to compensate reactive power and to make currents in power line symmetric in both power supply modes (single phase and multiphase), have been proposed. Utilizing of load balancing, reactive power compensative devices allow additionally reduce current load on the network in multiphase power supply mode, caused by transition of active power from one coil to another. Working modes switching of stirrers is recommended by contact switching devices (electromagnetic contactors), which are used for capacitor switching.

Obtained results are a scientific basis to create versatile liquid metal stirring systems with their power supply systems. As a result, technical recommendations have been developed and suggestions for creating of such systems have been formulated.

Keywords: versatile electromagnetic stirrer, liquid metal, travelling and pulsing magnetic fields, numerical modelling, reverberatory furnace.

ЗМІСТ

ПЕРЕЛІК УМОВНИХ ПОЗНАЧЕНЬ	16
ВСТУП	17
РОЗДІЛ 1 ПЕРЕМІШУВАННЯ РІДКОГО МЕТАЛУ В ПЛАВИЛЬНИХ АГРЕГАТАХ (Огляд літератури)	23
1.1 Необхідність перемішування рідкого металу в металургії	23
1.2 Металургійні плавильні агрегати та перемішування металу в них	24
1.3 Способи перемішування рідкого металу	30
1.4 Електромагнітне перемішування рідкого металу	33
Висновки до розділу 1	44
РОЗДІЛ 2 МОДЕЛЮВАННЯ ФІЗИЧНИХ ПРОЦЕСІВ В СИСТЕМАХ ЕЛЕКТРОМАГНІТНОГО ПЕРЕМІШУВАННЯ РІДКОГО МЕТАЛУ	46
2.1 Особливості електромагнітних систем перемішування рідкого металу	46
2.2 Методи досліджень електромагнітних систем	48
2.3 Математична модель	50
2.3.1 Рівняння електродинаміки	50
2.3.2 Рівняння гідродинаміки	58
2.3.3 Рівняння теплопередачі	66
2.4 Особливості мультифізичного моделювання систем електромагнітного перемішування рідкого металу	68
2.5 Розрахункова модель електромагнітних систем перемішування	69
Висновки до розділу 2	75
РОЗДІЛ 3 ВПЛИВ ОСНОВНИХ КОНСТРУКТИВНИХ ПАРАМЕТРІВ ТА ЧАСТОТИ СТРУМУ ЖИВЛЕННЯ НА ЕФЕКТИВНІСТЬ ПЕРЕМІШУВАННЯ ЕЛЕКТРОМАГНІТНИХ СИСТЕМ З ПОЧЕРГОВОЮ ДІЄЮ ПУЛЬСУЮЧОГО І БІЖУЧОГО МАГНІТНИХ ПОЛІВ	78
3.1 Дослідження можливості реалізації перемішування рідкого металу в плавильних агрегатах за рахунок силової дії пульсуючого магнітного поля	79

	14
3.2 Визначення основних конструктивних параметрів універсальних електромагнітних систем перемішування рідкого металу	86
3.3 Вплив частоти струму живлення універсальних електромагнітних систем на ефективність перемішування рідкого металу	95
Висновки до розділу 3	103
РОЗДІЛ 4 ДОСЛІДЖЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ТА ВИЗНАЧЕННЯ ОСНОВНИХ ЗАКОНОМІРНОСТЕЙ ЕЛЕКТРОМАГНІТНОГО ПЕРЕМІШУВАННЯ РІДКОГО МЕТАЛУ ЗА ДОПОМОГОЮ УНІВЕРСАЛЬНИХ ЕЛЕКТРОМАГНІТНИХ СИСТЕМ	105
4.1 Порівняльний аналіз дво- і тристрижневих електромагнітних систем з почерговою дією пульсуючого і біжучого магнітних полів	105
4.2 Дослідження теплового стану розплаву при електромагнітному перемішуванні за допомогою універсальної системи	112
4.2.1 Моделювання фізичних процесів у пічному агрегаті при одночасному нагріванні і перемішуванні рідкого металу	115
4.2.2 Моделювання фізичних процесів у пічному агрегатів при послідовному нагріванні і перемішуванні рідкого металу	121
4.3 Вплив конструктивних елементів плавильної печі на ефективність універсальної системи електромагнітного перемішування рідкого металу	124
Висновки до розділу 4	132
РОЗДІЛ 5 СИСТЕМИ ЕЛЕКТРОЖИВЛЕННЯ УНІВЕРСАЛЬНИХ ЕЛЕКТРОМАГНІТНИХ СИСТЕМ ПЕРЕМІШУВАННЯ РІДКОГО МЕТАЛУ З ПОЧЕРГОВОЮ ДІЄЮ ПУЛЬСУЮЧОГО ТА БІЖУЧОГО МАГНІТНИХ ПОЛІВ	134
5.1 Порівняння контактних та безконтактних комутаційних апаратів	134
5.2 Система електроживлення універсального перемішувача з компенсацією реактивної потужності	136
5.3 Система електроживлення універсального перемішувача з симетро-компенсуючими пристроями	143
5.3.1 Принципова схема живлення	146

	15
5.3.2 Електромагнітні параметри перемішувача і системи його живлення	147
5.3.3 Дослідження роботи системи електроживлення в усталених режимах	149
5.3.4 Дослідження перехідних процесів при комутаціях	151
Висновки до розділу 5	153
ВИСНОВКИ	155
СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ	159
ДОДАТКИ	169

ПЕРЕЛІК УМОВНИХ ПОЗНАЧЕНЬ

БП	– біжуче поле;
ККД	– коефіцієнт корисної дії;
МГД	– магнітна гідродинаміка;
МРС	– магніторушійні сили;
ПП	– пульсуюче поле;
СЕМП	– система електромагнітного перемішування;
СКП	– симетро-компенсуючий пристрій;
СКБ	– спеціальне конструкторське бюро;
FDTD	– метод скінченних різниць в часовій області;
FEM	– метод скінченних елементів;
МоМ	– метод моментів;
2D	– двовимірне математичне представлення об'єкту;
3D	– тривимірне математичне представлення об'єкту.

ВСТУП

У сучасних металургійних та ливарних технологіях перемішування рідкого металу є одним з найбільш ефективних способів покращення якості розплаву. Його використання є необхідною умовою успішного проведення цілої низки технологічних операцій, таких як плавлення металу, позапічна обробка металевого розплаву (рафінування, легування, модифікування), отримання ливарних заготовок. Перемішування металу інтенсифікує хімічні, дифузійні та теплові процеси, що сприяє усередненню температури розплаву, гомогенізації його хімічного складу, прискоренню розчинення (розплавлення) твердих добавок, видаленню із розплаву шкідливих домішок [1].

Обґрунтування вибору теми дослідження. На даний час загальновизнано, що найбільш ефективним способом перемішування металевого розплаву є електромагнітне перемішування, яке реалізується за допомогою різноманітних електромагнітних систем, серед яких широкого розповсюдження набули системи індукційного типу на основі індукторів біжучого магнітного поля, зокрема лінійних індукторів. Суттєвий внесок в розроблення та створення таких систем зробили відомі вітчизняні та зарубіжні вчені, а саме О.І. Вольдек, Н.М. Охременко, Я.Я. Лієлпетер, А.П. Ращепкін, І.П. Кондратенко, А.Я. Вілнітіс, І.Р. Кірілов, В.М. Тімофєєв, М. Ейдем, Г.А. Баранов та інші [2-6]. Відомі також пропозиції по використанню для цього пульсуючого магнітного поля. Дослідження систем пульсуючого поля для перемішування металевого розплаву проводилися в Інституті електродинаміки НАН України (Ю.М. Гориславець, О.І. Глухенький) та у Фізико-технологічному інституті металів та сплавів НАН України (В.І. Дубодєлов, В.Н. Фіксен) [1, 7-9].

З метою підвищення ефективності перемішування рідкого металу в металургійних агрегатах в Інституті електродинаміки НАН України запропоновано новий спосіб електромагнітного перемішування, який ґрунтується на використанні почергової (періодичної) силової дії пульсуючого і біжучого магнітних полів, створених універсальними індукторами при живленні їх відповідно однофазним та

багатофазним струмами [10]. У випадку прилаштування такого індуктора до бокової стінки плавильної печі дія біжучого магнітного поля призводить до виникнення у ванні печі одноконтурної вихрової течії рідкого металу, а пульсуюче поле відповідно створює двоконтурну течію. Таке рішення заслуговує на увагу та детальне дослідження оскільки за рахунок почергової зміни структури течії рідкого металу воно дозволяє суттєво підвищити ефективність перемішування. Застійні зони, що виникають в об'ємі металу при одному живленні такого індуктора, інтенсивно перемішуються при іншому.

З огляду на важливість вирішення задачі підвищення ефективності електромагнітного перемішування рідкого металу в металургійних агрегатах та враховуючи можливість її досягнення за рахунок використання почергової дії на метал пульсуючого і біжучого магнітних полів, актуальними є дослідження електромагнітних, гідродинамічних та теплових процесів в системі "універсальний індуктор – рідкий метал", визначення основних закономірностей такої дії на рідкий метал та розроблення на цій основі нового класу ефективних електромагнітних перемішувачів з системами електроживлення, які реалізують зазначений спосіб перемішування. Такі перемішувачі пропонується використати в першу чергу для перемішування рідкого металу в плавильних агрегатах (печах, міксерах), особливо в печах з верхнім поверхневим нагріванням, до яких зокрема відносяться відбивні плавильні печі.

Зв'язок роботи з науковими програмами, планами, темами. Дослідження за темою дисертації проводилися в Інституті електродинаміки НАН України відповідно до планів науково-дослідних робіт "Пульс" (Постанова Бюро ВФТПЕ НАН України від 27.09.11 р., протокол №12, № ДР 0111U009254) та "Пульс-2" (Постанова Бюро ВФТПЕ НАН України від 05.07.16 р., протокол №11, № ДР 0116U008456). При їх виконанні автором розроблено математичні моделі електромагнітних, гідродинамічних та теплових процесів, які протікають при електромагнітному перемішуванні рідкого металу, виконано розрахункові дослідження універсальних систем електромагнітного перемішування.

Мета і завдання досліджень. Метою дисертації є підвищення ефективності систем електромагнітного перемішування рідкого металу в плавильних агрегатах

за рахунок почергової силової дії на нього пульсуючого та біжучого магнітних полів.

Досягнення зазначеної мети передбачало вирішення таких завдань:

1. На підставі аналізу сучасного стану та тенденцій розвитку електротехнологічних процесів та обладнання визначити типи плавильних агрегатів, що особливо потребують перемішування рідкого металу, та обґрунтувати необхідність використання для них нових систем електромагнітного перемішування металевих розплавів.

2. Сформулювати математичну модель, що описує електромагнітні, гідродинамічні та теплові процеси, які протікають в плавильних агрегатах (печах) з електромагнітним перемішуванням рідкого металу.

3. У спрощеній (двовимірній) постановці дослідити вплив конструктивних параметрів універсальних електромагнітних систем і частоти струму їх живлення на ефективність перемішування металу та визначити найбільш придатні для плавильних агрегатів конструктивні варіанти систем, які в залежності від типу живлення створюють біжуче або пульсуюче магнітні поля.

4. Для визначених варіантів універсальних електромагнітних систем шляхом тривимірного математичного моделювання дослідити електромагнітні, гідродинамічні і теплові процеси в плавильних агрегатах з електромагнітним перемішуванням рідкого металу при заданих струмах та заданих напругах на індукторах в режимах однофазного і багатofазного живлення. Визначити основні закономірності почергової дії на метал пульсуючого та біжучого магнітних полів.

5. Дослідити вплив конструктивних елементів печі, зокрема феромагнітного кожуха плавильної печі та металевих ніш електромагнітного перемішувача, на ефективність перемішування рідкого металу при однофазному і багатofазному живленні.

6. Розробити та дослідити системи електроживлення універсальних електромагнітних перемішувачів рідкого металу, які забезпечують необхідні режими роботи систем електромагнітного перемішування та підвищують електромагнітну сумісність їх з мережею живлення.

Об'єктом дослідження є системи електромагнітного перемішування рідкого металу в плавильних агрегатах та системи їх живлення.

Предметом дослідження є електромагнітні, гідродинамічні та теплові процеси при електромагнітному перемішуванні рідкого металу з почерговою дією на нього пульсуючого та біжучого магнітних полів.

Методи досліджень, використані в роботі, базуються на фундаментальних положеннях теорії електромагнітного поля та електричних кіл, теорії електричних машин і апаратів, методах математичного моделювання.

Наукова новизна отриманих результатів.

1. Запропоновано новий принцип перемішування рідкого металу за рахунок почергової силової дії на нього пульсуючого і біжучого магнітних полів, створених універсальними електромагнітними системами, який дозволяє суттєво підвищити ефективність електромагнітного перемішування металевого розплаву.

2. Вперше на основі мультифізичного моделювання взаємопов'язаних електромагнітних, гідродинамічних та теплових процесів в універсальних електромагнітних системах отримано основні закономірності електромагнітного перемішування рідкого металу в плавильних установках при почерговій дії на нього пульсуючого і біжучого магнітних полів.

3. Вперше виявлено:

– реверс одноконтурної вихрової течії рідкого металу у ванні печі при зміні величини полюсного ділення універсального індуктора перемішувача в режимі багатofазного живлення, що зумовлено зміною співвідношення між прямо- і зворотньобіжучою хвилями магнітного поля;

– реверс двоконтурної вихрової течії рідкого металу у ванні печі при зміні частоти струму живлення універсального тристрижневого індуктора в режимі однофазного живлення, що зумовлено зміною співвідношення між нормальними і тангенціальними компонентами електромагнітних сил.

4. Вперше визначено вплив конструктивних елементів плавильного агрегату (феромагнітного каркасу печі та металевої ніші перемішувача) на ефективність перемішування універсальної електромагнітної системи.

Практичне значення отриманих результатів полягає в розробленні оптимальних конструктивних рішень універсальних електромагнітних систем на основі лінійних індукторів з дво- та тристрижневими феромагнітними осерддями, які за рахунок почергового однофазного і багатofазного живлення відповідно створюють пульсуюче і біжуче магнітні поля, що дозволяє реалізувати періодичну зміну структури вихрової течії у ванні печі і за рахунок цього підвищити ефективність перемішування рідкого металу.

Визначена раціональна періодичність перемикавання системи живлення універсального електромагнітного перемішувача, згідно з якою тривалість увімкненого стану в кожному режимі повинна бути на рівні тривалості перехідного гідродинамічного процесу у ванні печі.

Запропоновано системи електроживлення універсальних перемішувачів, які забезпечують необхідні режими їх роботи, компенсують реактивну потужність та симетрують струми мережі живлення в обох режимах.

Особистий внесок здобувача. Безпосередньо автором здійснено:

- інформаційний пошук та аналіз літературних даних за темою дисертації;
- визначення електромагнітних та гідродинамічних параметрів перемішувачів для різних режимів їх живлення за результатами чисельних розрахунків електромагнітних та гідродинамічних процесів [11];
- розробка скінченно-елементної моделі для моделювання електромагнітних, гідродинамічних та теплових процесів [12,13,14,15];
- виконання 3D моделювань електромагнітних, гідродинамічних і теплових процесів [16];
- знаходження середньої швидкості рідкого металу в залежності від частоти струму живлення для універсальної електромагнітної системи на основі тристрижневого індуктора [17];
- аналіз впливу основних конструктивних параметрів універсальних електромагнітних систем на ефективність перемішування [18];
- обґрунтування можливості зменшення втрат в конструктивних елементах плавильної печі [14, 15].

Наукові роботи опубліковані у співавторстві з Гориславцем Ю.М., Глухеньким О.І., Максименком В.Ю., Дубодєловим В.І., Фіксеном В.Н., Шидловським А.К., Ладохіним С.В., Лапшук Т.В., Дроздом Є.О.

Співавторами наукових праць є науковий керівник та науковці, спільно з якими проведені дослідження. У наукових працях, опублікованих у співавторстві, дисертанту належить перерахований вище фактичний матеріал і його творчий доробок.

Постановка мети та завдань дослідження, обговорення результатів проведені спільно з науковим керівником.

Апробація матеріалів дисертації. Основні положення роботи викладено та обговорено на науково-практичних конференціях різного рівня: Міжнародна науково-технічних конференціях "Проблеми сучасної електротехніки" (Київ, 6-10 червня 2016, 4-8 червня 2018 рр.).

Структура та обсяг дисертації. Дисертаційна робота викладена на 174 сторінках машинописного тексту, складається зі вступу, 5 розділів, загальних висновків, списку використаних джерел та 2 додатків. Обсяг основного тексту дисертації складає 158 сторінок друкованого тексту. Робота ілюстрована 12 таблицями та 59 рисунками. Список використаних джерел містить 107 найменувань, з них 52 кирилицею та 55 латиницею.

РОЗДІЛ 1

ПЕРЕМІШУВАННЯ РІДКОГО МЕТАЛУ В ПЛАВИЛЬНИХ АГРЕГАТАХ (Огляд літератури)

1.1 Необхідність перемішування рідкого металу в металургії

Виробництво металевих виробів у переважній більшості супроводжується процесом плавлення металу, який є одним з найбільш важливих і відповідальних технологічних процесів в металургії та ливарному виробництві. Плавлення металу, як правило, в тій або іншій мірі призводить до перегрівання та окислення рідкого металу, що зрештою погіршує його якість. Підвищити ефективності цього процесу, що спрямовано на зменшення перегрівання та скорочення часу плавлення металу, можна за рахунок інтенсифікації тепломасообміну в плавильному агрегаті (печі), наприклад, шляхом перемішування розплавленого металу в процесі його плавлення та подальшого оброблення.

У сучасному металургійному виробництві перемішування рідкого металу є одним з найбільш ефективних способів покращення його якості. Окрім технології плавлення його застосування є необхідною умовою успішного проведення цілої низки інших технологічних операцій, таких як позапічне оброблення металевих розплав (рафінування, легування, модифікування), отримання литих композиційних матеріалів, формоутворення ливарних заготовок тощо. Перемішування металу інтенсифікує хімічні, дифузійні та теплові процеси, що сприяє усередненню температури розплаву, гомогенізації його хімічного складу, прискоренню розплавлення твердих легуючих добавок, видаленню шкідливих домішок, забезпечення однорідного розподілу в об'ємі рідкого металу твердої армуючої фази [1]. В деяких технологіях, зокрема ливарних технологіях, перемішування впливає також на мікроструктуру металів та сплавів, які кристалізуються, що в свою чергу призводить до покращення якості металевих виробів [19, 20].

Як приклад, вплив перемішування на тепловий стан розплаву в металургійному ковші проілюстровано на рис. 1.1 [21], де T – температура рідкого металу,

ΔT – різниця температури на верхній T_v і нижній T_n поверхнях розплаву (перегрів),
 t – час. На ньому показано значення температури на цих поверхнях і перегрів рідкого металу до перемішування та після вмикання електромагнітного перемішувача. З рисунка видно, що достатня в практичному плані однорідність розплаву за температурою досягається приблизно через 1,5 хв після вмикання перемішувача. Перегрів металу ΔT за цей час спадає фактично до нуля.

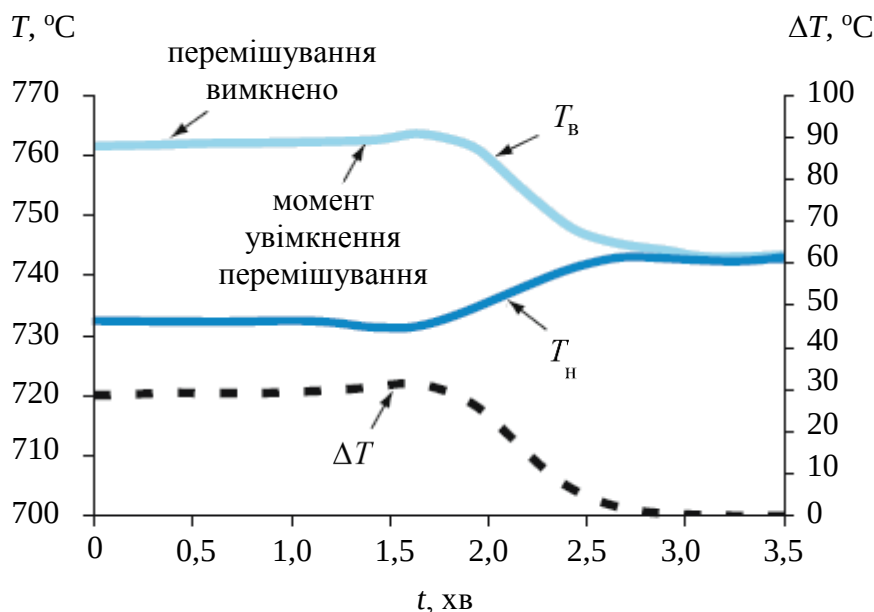


Рис. 1.1 Значення температури на верхній поверхні та дні алюмінієвого розплаву і їх різниця при перемішуванні в металургійному ковші

1.2 Металургійні плавильні агрегати та перемішування металу в них

Відповідно до [22, 23] в металургії розрізняють такі плавильні агрегати (печі), які можуть використовуватися для плавлення та/або позапічної обробки розплавів при отриманні виливок з чорних та кольорових металів і сплавів:

- печі шахтного типу (вагранки, доменні печі);
- електродугові та електрошлакові печі;
- індукційні печі (тигельні та каналні печі);
- електронно-променеві печі;
- плазмові печі та плазмові реактори;
- відбивні печі (електричні печі опору, газові та рідкопаливні полум'яні печі).

В залежності від технологічного процесу плавильні агрегати можуть працювати в різних режимах: в режимі плавлення, в режимі накопичення рідкого металу та в режимі видачі. Перемішування рідкого металу здійснюється (або, в крайньому випадку, повинно здійснюватися) практично у всіх зазначених вище агрегатах. Причому в деяких з них воно може виникати автоматично в зв'язку з особливостями технології плавки (наприклад, в електродугових печах), а в інших є потреба примусового перемішування, так як у них відсутні природні механізми, що спричиняють рух рідкого металу. Під автоматичним (природнім) перемішуванням мається на увазі таке перемішування, яке виникає в процесі плавлення металу без застосування спеціальних пристроїв.

У **печах шахтного типу** перемішування рідкого металу можливе у так званих накопичувачах, проте частіше метал з цих печей подається в установки позапічної обробки металу, в яких і організовується процес перемішування. Тому розгляд перемішування розплаву в таких агрегатах не становить практичного інтересу.

В **електродугових та електрошлакових печах** рідкий метал використовується в якості провідника струму. Джерелом тепла в перших з них є електрична дуга, що горить між електродом та металом, у других – робочий струм, що проходить через шар шлаку. Ці технології плавки металу характеризуються тим, що струм, який розтікається в об'ємі розплаву, взаємодіючи з власним магнітним полем, призводить метал до руху. Характер руху металу в цих печах відрізняється один від одного. Для електродугової плавки рух металу є азимутальним, в той час як для електрошлакової він є осьовим, що проілюстровано на рис. 1.2 [24]. На рис. 1.2: 1 – рідкий метал; 2 – ємність (тигель, кристалізатор); 3 – електрод; 4 – дуга; 5 – злиток; 6 – рідкий шлак. Штрихові лінії на цьому рисунку показують напрямки розтікання струму; суцільні лінії, плюс та крапка позначають траєкторії та напрям руху металу.

В роботі [24] автори також відзначають, що суттєвий вплив на характер та інтенсивність руху в електродугових та електрошлакових печах може чинити явище термогравітаційної конвекції, так як в деяких печах градієнти температури доходять до 500 °C/см.

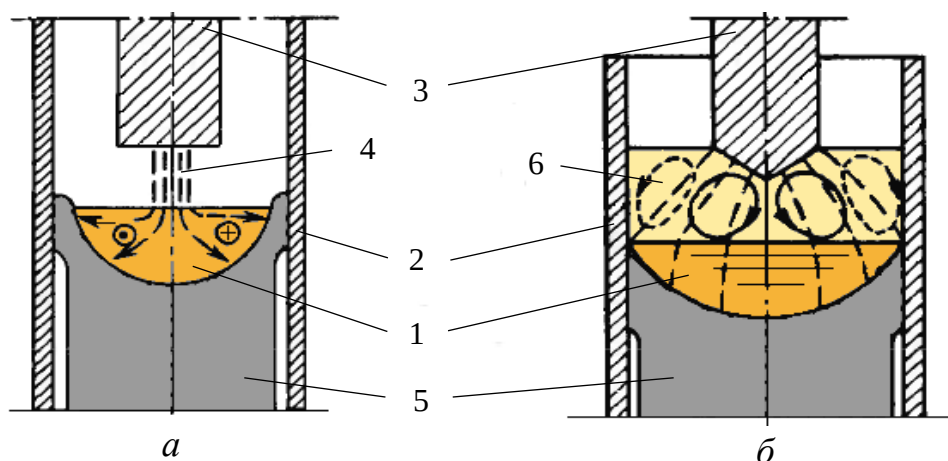


Рис. 1.2 Природний рух розплаву в електродугових (а) та електрошлакових (б) печах

Індукційні тигельні печі характеризуються тим, що тепло в них виділяється внаслідок протікання індукованих струмів в об'ємі розплаву. В цих печах первинний струм, що протікає в індукторі, створює магнітне поле, яке індукуює вихрові струми в об'ємі розплаву (в основному в межах глибини проникнення). Ці вторинні (вихрові) струми взаємодіють з результируючим магнітним полем, внаслідок чого виникають об'ємні сили Лоренца, які здатні викликати циркуляцію металу. Зазвичай індукційні тигельні печі живляться однофазним струмом, внаслідок чого в об'ємі розплаву виникають електромагнітні сили в основному радіального напрямку, які створюють двоконтурний рух рідкого металу тороїдної форми.

Схема індукційної тигельної печі з однофазним живленням представлена на рис. 1.3 [24], де 1 – рідкий метал, 2 – секціонований тигель, 3 – індуктор, 4 – траєкторії руху металу, r та z – координати осесиметричної системи координат. Як видно з рисунку, в процесі плавлення виникають два контури вихрового руху рідкого металу (верхній та нижній). Варто зазначити, що швидкість руху металу пропорційна силі струму в індукторі, а сам рух носить турбулентний характер і може бути досить інтенсивним. Інтенсивна циркуляція металу на поверхні часто (наприклад, у випадку плавлення алюмінію) призводить до його окислення і суттєвого забруднення. В цих випадках приходиться навіть її дещо зменшувати за рахунок зміщення індуктора вниз по висоті тигля.

Що стосується **індукційних каналъних печей**, то в них природні механізми, що можуть призвести до інтенсивної циркуляції рідкого металу, більш

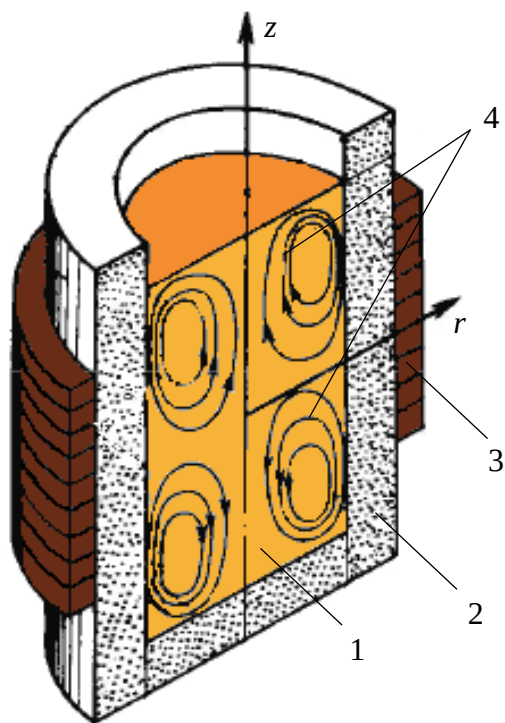


Рис. 1.3 Схема індукційної тигельної печі та характер руху розплаву

задачею для таких печей є забезпечення ефективного теплообміну між каналом і ванною печі. При недостатній інтенсивності передачі тепла метал в каналній частині печі перегрівається, що призводить до передчасного виходу печі з ладу.

Одним з ефективних способів інтенсифікації зазначених процесів є створення в каналі печі так званої транзитної течії рідкого металу, за якою метал з ванни поступає в канал через одне гирло, а залишає його через інше. У такому випадку канал працює в режимі своєрідного проточного нагрівача. Такий рух металу дозволяє істотно знизити перегрів металу в каналах по відношенню до ванни печі, що в свою чергу дає можливість збільшити її ресурс роботи та підвищити ККД. Створити транзитний рух рідкого металу в каналах можна, наприклад, за рахунок несиметричної форми каналу, або різної форми ділянок (гирл), якими канал стикується з ванною печі [27].

Відомий також ефективний спосіб перемішування металу в індукційних каналних печах за рахунок застосування додаткової електромагнітної системи з розімкненим магнітопроводом, в зазорі якого (між полюсами) знаходиться канал з рідким металом. В такій системі магнітний потік, що пронизує канал з металом,

слабкі, а тому існує необхідність примусового забезпечення (підсилення) такого руху [25]. Справа в тім, що внаслідок конструктивних особливостей цієї печі (див. рис. 1.4 [26]), об'єми, де виділяється тепло і де знаходиться метал, що підлягає плавленню, просторово роз'єднані. Оскільки основна частина тепла в печі виділяється в каналах, а плавлення здійснюється у ванні, то температура металу в каналах завжди вища, ніж у ванні. Різниця цих температур, яку ще називають перегрівом металу в каналах, може бути досить суттєвою, а тому важливою

взаємодіючи зі струмом в каналі, створює електромагнітний тиск, достатній для циркуляції рідкого металу. Різні технологічні схеми таких каналних печей, відомих як магнітогідродинамічні установки, представлені в роботі [28].

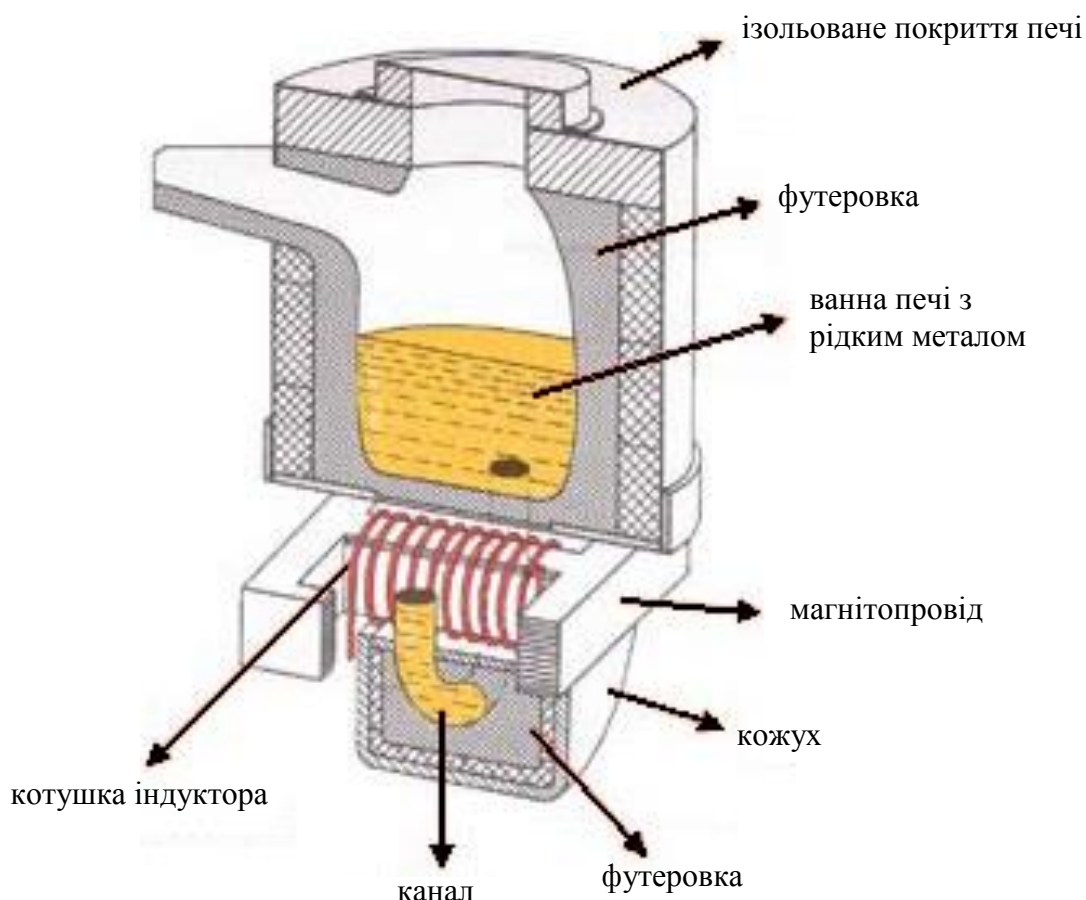


Рис. 1.4 Конструкція індукційної каналної печі

Плавлення металу в **електронно-променевих печах** відбувається за рахунок перетворення кінетичної енергії прискорених в електростатичному полі електронів в теплову при їх зіткненні з об'єктом, що нагрівається. Проте внаслідок поверхневого нагрівання та у відсутності примусового перемішування глибина ванни рідкого металу, як правило, є незначною [29]. Відповідно до даних, наведених в [30, 31], у відсутності примусового перемішування глибина ванни не перевищує 35 мм. Більше того, збільшення потужності нагрівання не призводить до збільшення наплавленого об'єму, а відбувається лише зростання втрат енергії за рахунок випромінювання та випаровування металу. Тому застосування перемішування в даній технології з метою підвищення ефективності процесу плавки є ключовим питанням.

На даний момент перемішування рідкого металу в електронно-променевих печах відбувається переважно електромагнітним способом (рис. 1.5) [18], де 1 – електронна гармата, 2 – пучок електронів, 3 – рідкий метал, 4 – система електромагнітного перемішування, 5 – гарнісаж, 6 – ливарна форма.

Технологія **плазмової плавки металів та сплавів** значною мірою схожа з технологією плавлення в електродугових печах. Проте, на відміну від останніх, в плазмових печах в процесі плавлення не виникає інтенсивного природнього перемішування. Тому в таких печах існує необхідність штучного створення циркуляції рідкого металу. Перемішування металу в плазмових печах може виконуватися так, як і в електронно-променевих печах, тобто електромагнітним способом. Як приклад технологічна установка для плазмового рафінування сплавів представлена в роботі [32]. Метал, що піддається обробці в такій установці, знаходиться в тиглі, який оточений індуктором, що **використовується** як для нагрівання, так і для перемішування рідкого металу.

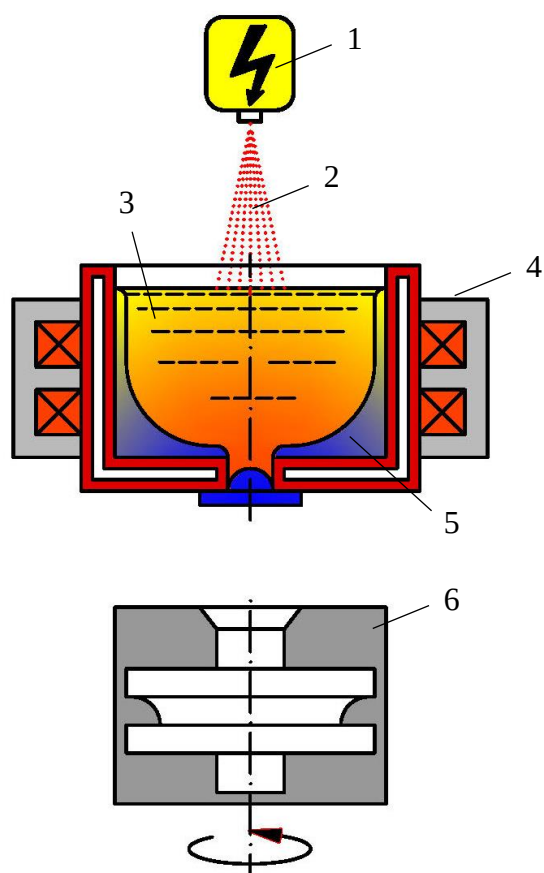


Рис. 1.5 Технологічна схема електронно-променевого гарнісажного плавлення

Відбивними печами називаються металургійні агрегати, в яких сировина, що піддається плавленню або обробці, не має прямого контакту з джерелом нагрівання, а тепло в метал надходить головним чином від нагрівальних елементів шляхом прямого або відбитого від стінок та перекриття печі випромінювання. На відміну від багатьох інших, такі печі є установками підвищеного об'єму (великотонажними) та часто працюють в режимі позапічної обробки рідкого металу. Вони набули широкого використання в алюмінієвій промисловості. Відбивні печі характеризуються

поверхневим нагріванням металу та значною площею верхньої відкритої поверхні, яка контактує з навколишнім середовищем, що сприяє підвищенню інтенсивності окислювальних процесів. У відбивних печах технологічний процес реалізований таким чином, що крім теплопровідності в них повністю відсутні природні механізми передачі тепла від верхніх (гарячих) до нижніх (відносно холодних) шарів металу. Варто також зазначити, що такі печі мають низьку енерго-ефективність, яка в більшості випадків знаходиться в межах від 20% до 25% [33]. Тому проблема перемішування рідкого металу в цих печах є досить актуальною та потребує поглибленого дослідження.

1.3 Способи перемішування рідкого металу

Існують різні способи перемішування рідкого металу в металургійних агрегатах. В цілому їх можна класифікувати як [34, 35]: газодинамічні, механічні та електромагнітні.

В той час як деякі зі способів перемішування можуть виникати природнім шляхом (як, наприклад, термогравітаційне перемішування та перемішування завдяки градієнту сил поверхневого натягу, що виникає внаслідок наявності градієнтів температури або концентрації речовини) та характеризуються порівняно з іншими низькою ефективністю, інші потребують спеціального обладнання.

Газодинамічні способи перемішування металу реалізуються за допомогою інжектування газу (метану, інертних і/або активних газів) в розплав через пористі вставки (пористі блоки) та сопла в дні печі або через занурювальні фурми (трубки, вставлені через верхню поверхню металу) [34, 36]. Після виштовхування бульбашок газу в товщу рідкого металу їхня механічна енергія затухає та під дією гравітаційних сил вони спливають на поверхню, втягуючи метал в рух. Схематично процес газового перемішування рідкого металу показано на рис. 1.6 [37].

Відомо, що перемішування металу інжектуванням газу досить розповсюджене в електродугових печах, проте найчастіше донну продувку використовують при позапічній обробці розплавів у металургійних ковшах.

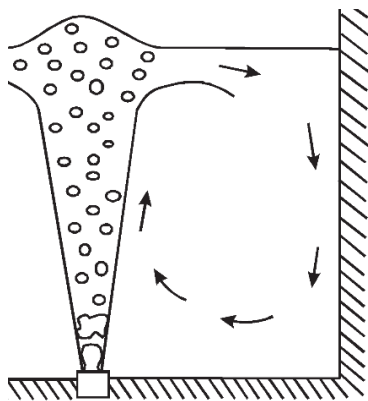


Рис. 1.6 Газове перемішування рідкого металу

Варто зазначити, що інжектування газу в розплав у першу чергу здійснюється для його дегазації, десульфуризації або дефосфоризації, а перемішування металу, яке при цьому відбувається, вважається другорядним ефектом. З позитивних моментів також варто виділити можливість досягнення досить інтенсивної циркуляції рідкого металу, як показано в роботі [38], а також здатність видалення небажаних мікрровключень з розплаву при такому способі перемішування.

До недоліків перемішування металу газовою інжекцією можна віднести те, що занадто інтенсивне вдування газу в розплав може призводити до виникнення випуклостей верхньої поверхні металу, яка при цьому оголюється від шлаків та окислів, що призводить до небажаного повторного окислення та затягування шлаків у рідкий метал [39]. Також варто зазначити, що хоча характер руху металу може значною мірою змінюватись в залежності від положення сопла, як показано в роботі [37], проте в практичному плані це важко реалізувати.

До пристроїв, що здатні перемішувати рідкий метал **механічним способом**, відносяться механічні насоси (рис. 1.7 а) та занурювальні мішалки (рис. 1.7 б, в) [40, 18, 41]. Принцип їх роботи полягає в безпосередній (контактній) дії робочих частин таких пристроїв на метал.

До останнього часу механічні насоси були найпоширенішими пристроями перемішування рідкого металу в алюмінієвій промисловості [40]. Їх переваги полягають у тому, що вони можуть бути переносними та використовуватись більше ніж для однієї печі, а також те, що вони мають відносно низьку ціну. Проте, не зважаючи на їх відносно низьку вартість, їхнє встановлення та експлуатація супроводжуються деякими труднощами.

Механічні насоси потребують прямого контакту з рідким металом, що призводить до частої заміни контактуючих деталей. Також при їх експлуатації важливим є ретельний контроль рівня рідкого металу, щоб до механічного насосу



а



б



в

Рис. 1.7 Механічні перемішувачі: механічний насос (а), занурювальні мішалки радіального (б) та осьового (в) типів

Механічні насоси використовуються для відкритих печей, тому закриті печі для плавлення металу потребують іншого обладнання.

Механічні мішалки бувають двох типів: радіальні (рис. 1.7 б) та осьові (рис. 1.7 в). Основною їх перевагою є простота конструкції, серед недоліків – залишаються практично всі, наявні для механічних насосів.

Загальновизнано, що найбільш ефективним способом перемішування металевого розплаву на сьогодні є **електромагнітне перемішування**. Це зумовлено такими його перевагами як безконтактне (індукційне) введення енергії в розплав без застосування контактуючих з ним механічних пристроїв (мішалок, фурм та ін.) і обумовлено цим велика надійність такого перемішування, виділення енергії безпосередньо в самому рідкому металі та можливість таким чином додаткового підігрівання металу, регулювання в широких межах інтенсивності та напрямку руху розплаву в об'ємі агрегату, можливість комбінування з іншими способами фізико-хімічного впливу на рідкий метал (обробка реагентами, продування рафінуючими газовими середовищами, нагрівання за допомогою зовнішніх джерел, вакуумування та ін.) [1, 42-44, 20]. Різні аспекти, що пов'язані з

не потрапили повітря або продукти окислення та шлак. Також необхідне попереднє прогрівання обладнання перед його встановленням. Проблемним залишається і питання застосування таких пристроїв до перемішування тугоплавких металів. Більшість механічних насосів є відцентровими. На рис. 1.7 а зображено приклад такого механічного насоса для перемішування рідкого алюмінію [40].

особливостями використання цього способу перемішування, більш детально розглядаються в наступному підрозділі.

1.4 Електромагнітне перемішування рідкого металу

Електромагнітне перемішування рідкого металу ґрунтується на наступному принципі. Коли струм густиною $\mathbf{J}$ тече по провіднику, який може бути як твердим так і рідиною (розплавлений метал), у присутності власного та/або зовнішнього магнітного поля $\mathbf{B}$, виникає електромагнітна сила (сила Лоренца) $\mathbf{F} = \mathbf{J} \times \mathbf{B}$ [45, 46]. Під дією цієї сили виникає рух рідкого металу, за рахунок чого і відбувається його перемішування.

В залежності від способу введення електричного струму та магнітного поля в об'єм рідкого металу електромагнітні системи перемішування можна розділити на три категорії: електровихрові, кондукційні та індукційні [35, 47, 48].

Для забезпечення перемішування **електровихровим способом** вирішальне значення має струм великої сили, що певним чином підводиться та розтікається в об'ємі розплаву. Внаслідок взаємодії цього струму з власним магнітним полем виникають об'ємні електромагнітні сили, які є достатніми для створення вихрового руху [48].

Цей спосіб перемішування добре зарекомендував себе та активно використовується в дугових печах постійного струму [35, 49, 50]. Інтенсивно ведуться дослідження з приводу можливості керування рухом розплаву шляхом додаткової продувки газом [51] або зміною конфігурації, кількості, просторового розміщення подових електродів та напрямку струму [47] при такому способі перемішування. Спрощена схема циліндричної електросталеплавильної печі постійного струму з двома електродами, що демонструє електровихровий рух розплаву, представлена на рис. 1.8 [49]. На ньому 1 – футеровка, 2 – рідкий метал, 3 – електроди, $\mathbf{J}$ – густина струму, $\mathbf{B}$ – магнітний потік, $\mathbf{u}$ – швидкість рідкого металу. Крім дугових печей електровихровий спосіб перемішування розплаву також широко застосовується в індукційних каналних печах.

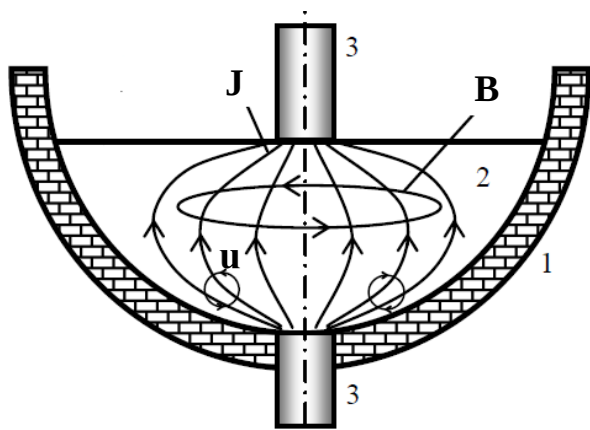


Рис. 1.8 Схема електромагнітного перемішування електровихровим способом

Перевагою електровихрового способу перемішування є те, що при певних умовах (геометричних параметрах печі, конфігурації електродів) він реалізується природнім чином, тобто не потребує додаткових пристроїв. Проте значним недоліком такого способу можна вважати його обмеженість у застосуванні, а саме – він є ефективним тільки в печах зі значним робочим струмом що протікає в об'ємі розплаву (наприклад, в електродугових, електрошлакових та плазмових печах).

Перемішування рідкого металу **кондукційним способом** відбувається за рахунок взаємодії струму, що протікає в об'ємі розплаву, та прикладеного зовнішнього магнітного поля [35].

Одна з перших реалізацій цього способу перемішування зустрічається в дуговій печі з дугою, що обертається. Вона була запропонована Тельним С.І. в 1916 р. У цій печі в електропровідній подині розміщується конічний соленоїд, через який проходить змінний або постійний струм. При взаємодії осьової складової магнітного поля з радіальною складовою електричного струму дуга та розплав обертаються з деякою кутовою частотою [35, 52]. Відомий також спосіб перемішування електропровідних розплавів в печах, міксерах та накопичувачах, запропонований Редферном В.Д. в 1958 р., який реалізується наступним чином. В стінках печі встановлюються електроди, які контактують з рідким металом. Додатково біля печі (або під нею) розміщується провідник, який є джерелом магнітного поля, що проникає в розплав. Взаємодія струму, що пропускається через розплав, та магнітного поля призводить до руху металу [35, 53].

Проте більш широке застосування кондукційний спосіб електромагнітного впливу на рідкий метал отримав для такого класу пристроїв, як електромагнітні насоси, які подібно з механічними насосами можуть використовуватися для створення циркуляційних потоків в об'ємі розплаву. Досить обширна класифікація

електромагнітних насосів кондукційного типу представлена в роботі [54]. Типовий електромагнітний насос кондукційного типу з поперечним струмом в каналі представлений на рис. 1.9 *а*. Принцип його роботи полягає у взаємодії поля, яке створюється струмом I_K , з поперечним струмом I_{II} , підведеним до каналу кондукційним шляхом, внаслідок чого виникають об'ємні електромагнітні сили.

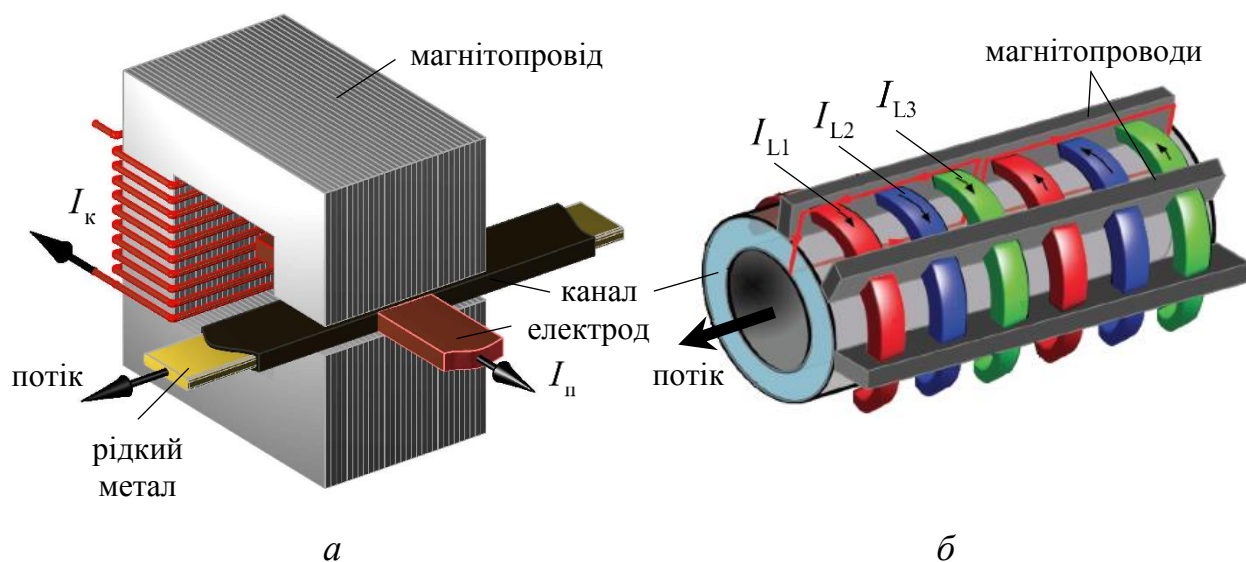


Рис. 1.9 Електромагнітні насоси кондукційного (*а*) та індукційного (*б*) типів

Недоліком електромагнітних систем кондукційного типу є те, що в більшості випадків вони є каналними. Як показує практика, при їх експлуатації з часом відбувається заростання каналів окислами, що потребує додаткових витрат енергії та часу на їх очищення. Крім того, кондукційні способи електромагнітного перемішування передбачають наявність електродів, які безпосередньо контактують з рідким металом, що також є небажаним.

В даний час досить широко та ефективно використовуються індукційні системи електромагнітного перемішування, про що свідчить значна кількість наявних досліджень з цього приводу [1, 55]. Індукційні системи електромагнітного перемішування можна застосовувати практично до всіх металургійних агрегатів. Вони позбавлені недоліків газодинамічних та механічних систем.

Суть індукційного електромагнітного перемішування полягає у створенні змінного магнітного поля первинними струмами, яке проникає в об'єм розплавленого металу та індукує в ньому вторинні (вихрові) струми. В результаті

взаємодії результуючого магнітного поля (від первинних та вторинних струмів) з вихровими струмами в об'ємі розплаву виникають об'ємні електромагнітні сили, які призводять до циркуляції рідкого металу [45, 56].

Серед пристроїв які реалізують індукційний спосіб електромагнітного перемішування розрізняють: індукційні насоси, системи з постійними магнітами та системи на основі індукторів змінного струму.

Хоча **індукційні насоси** головним чином використовуються для транспортування рідкого металу, вони, як і механічні та кондукційні насоси, можуть бути використані для створення циркуляційних потоків в об'ємі розплаву [40]. Типовий індукційний насос циліндричної форми представлено на рис. 1.9 б [57], де I_{L1} , I_{L2} , I_{L3} - струми котушок, які підключені до трифазної системи напруг. Відомі також плоскі індукційні насоси.

В останній час проводяться інтенсивні дослідження **систем електромагнітного перемішування на основі постійних магнітів** [58, 59]. Відомі на сьогодні типові рішення таких систем представлені на рис. 1.10 а і б; де h , L , W – висота, ширина та глибина об'єму рідкого металу відповідно; H – відстань від постійних магнітів до металу, R – радіус циліндричних постійних магнітів, τ – відстань між крайніми постійними магнітами, W_m – довжина постійних магнітів, ω – кутова частота їх обертання. У першому випадку (рис. 1.10 а) постійні магніти обертаються навколо осі, нормальної до поверхні металу, біля якої прилаштовується ця система перемішування. У другому випадку (рис. 1.10 б) кожен з постійних магнітів обертається навколо своєї осі, яка тангенціально розміщена по відношенню до поверхні металу. Кожна з цих систем створює дві принципово різні течії рідкого металу: одноконтурну в першому випадку та неупорядковану (хаотичну) у другому. Варто зазначити, що система на рис. 1.10 а набула промислового впровадження та реалізується компанією "Foshan Metech Aluminum Technology Co., Ltd" [60].

Недоліком таких систем є наявність механічного приводу для обертання магнітів та значні їх габарити. Окрім того, система перемішування рідкого металу на рис. 1.10 а призначена лише для донного встановлення (під дном печі).

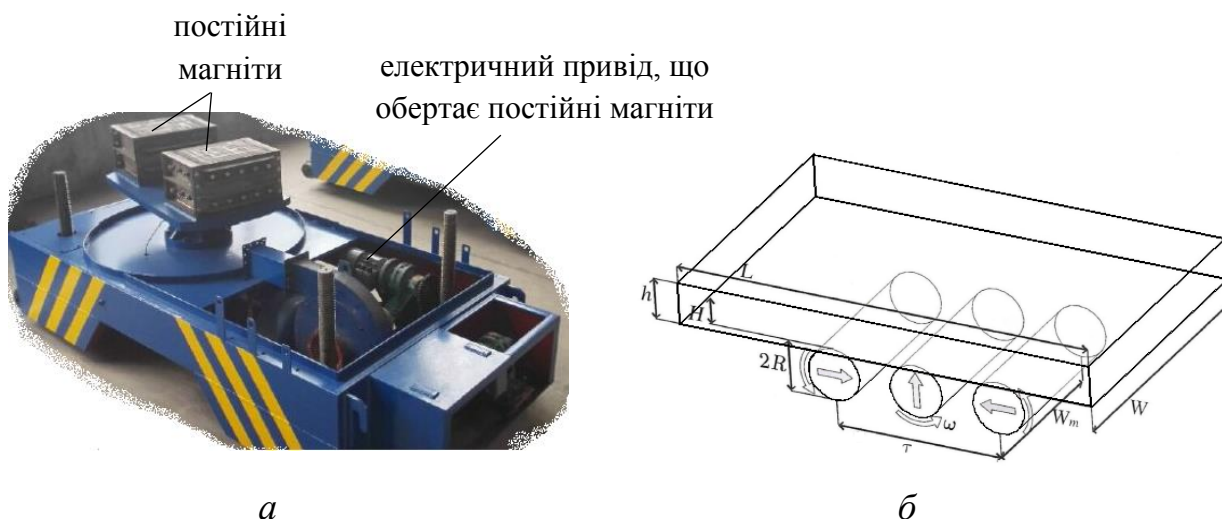


Рис. 1.10 Індукційні системи перемішування з постійними магнітами

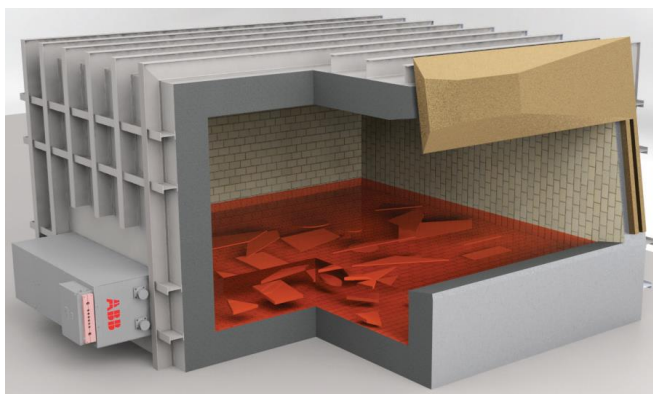
Розвиток **індукційних систем електромагнітного перемішування** на основі індукторів змінного струму почався з тих часів, коли компанія ASEA (Швеція) в 1949 р. вперше в промисловому плані використала двофазні статори, що живляться струмом низької частоти (0,35 – 1,5 Гц). Вони були встановлені під дном печі. Статори створювали біжуче поле, внаслідок чого біля дна (внизу) ванни метал рухався за напрямком біжучого поля, а на поверхні – в протилежному [61, 52, 35]. Перший пристрій індукційного електромагнітного перемішування компанії ABB для однокамерних алюмінієвих печей був встановлений у 1969 р. [20]. А вже в 70-ті роки компанія ALCAN почала дослідження в області використання індукторів змінного струму для створення електромагнітних сил в об'ємі рідкого алюмінію [62], що дозволило їй ще у 80-ті роки розробити технологію, яка дозволяла за допомогою бокового встановлення індуктора занурювати брукхт в об'єм розплаву для прискорення його розплавлення [63]. В подальші роки інтенсивність поширення електромагнітних систем перемішування рідкого металу тільки зростала [43].

Великий внесок у розвиток теорії індукційних систем електромагнітного перемішування на основі індукторів змінного струму зробили вітчизняні та зарубіжні вчені, зокрема О.І. Вольдек, Г.А. Баранов, Н.М. Охременко, Я.Я. Лієлпетер, А.П. Ращепкін, І.П. Кондратенко, Ю.М. Гельфгат, І.Р. Кірілов, В.М. Тімофєєв та інші [2-6].

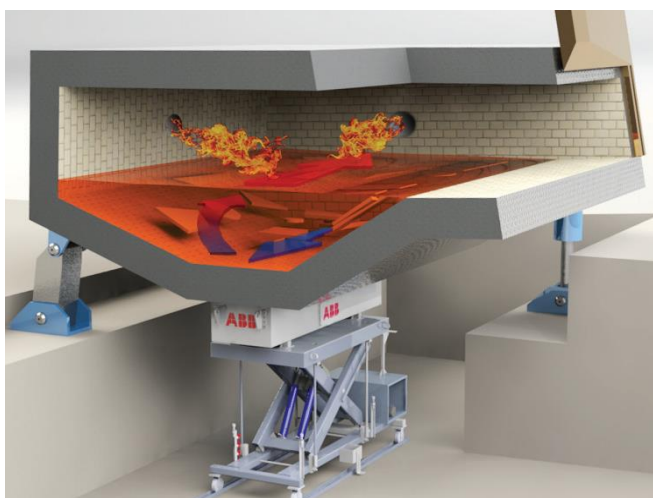
На даний час досягли промислового впровадження та широко використовуються системи (перемішувачі), побудовані на основі лінійних індукторів, що створюють біжуче магнітне поле. Лідируючі позиції в технології електромагнітного перемішування рідкого металу з використанням таких систем на сьогодні займає шведсько-швейцарська компанія ABB (Asea Brown Boveri Ltd.), яка заснована в 1988 році злиттям шведської компанії ASEA і швейцарської Brown, Boveri & Cie [64]. Зокрема нею розроблено ефективні системи перемішування рідкого алюмінію (з джерелами живлення) для пічних агрегатів, що служать для плавлення та приготування алюмінієвих сплавів. Такі системи (перемішувачі) побудовані на основі лінійних індукторів біжучого магнітного поля. Живлення їх в основному здійснюється від напівпровідникових перетворювачів на частоті від 0,5 до 3 Гц. В залежності від типу і конструктивного виконання печі вони стикаються з боковою стінкою (рис. 1.11 а) або днищем (рис. 1.11 б) печі. Охолодження індукторів здійснюється переважно водою, що пропускається крізь пустотілі провідники обмоток.

Проте такі системи мають і свої недоліки, а саме: відносно великі масо-габаритні показники (внаслідок живлення їх на низькій частоті), потреба в потужному перетворювачі частоти, наявність значних застійних зон металу у ванні печі (особливо у великотоннажних печах), близькість води до рідкого металу в водоохолоджуючих трубках [43] та ін. В зв'язку з цим, в останній час пропонуються й інші рішення індукційних систем електромагнітного перемішування металу в плавильних агрегатах на основі індукторів змінного струму.

Перспективним до певного часу вважався технічний задум компанії ABB, за яким перемішування розплаву виконують двома частинами рознесеного в просторі індуктора (або двома індукторами) біжучого магнітного поля. У разі одного індуктора, розміщеного з одного боку ванни печі при великому співвідношенні дзеркала розплаву до його глибини ефективно перемішування виконати складно. Система на основі двох індукторів дозволяє в цьому випадку реалізувати більш гнучку систему управління гідродинамічними потоками металу в об'ємі ванни з метою усунення застійних зон та інтенсифікації технологічних процесів.



а



б

Рис. 1.11 Відбивні плавильні печі для алюмінію з боковим (а) та донним (б) розташуванням перемішувача

нітного перемішування на дві і більше печі (рис. 1.11 б) [65].

Аналогічні дослідження та розробки в галузі електромагнітного перемішування алюмінію проводить ТОВ "Научно-производственный центр магнитной гидродинамики" (м. Красноярськ, Росія) [66, 67]. Основна концепція цієї фірми у цьому питанні полягає у створенні електромагнітних перемішувачів на основі лінійних індукторів біжучого магнітного поля з повітряним охолодженням та живленням їх на низькій частоті від стандартних напівпровідникових перетворювачів, що використовуються для регульованого електропривода. Такі перемішувачі стикуються з боковою стінкою або днищем печі. Для цього в печі в місці стикування виконується спеціальне гніздо (ніша) з нержавіючої немагнітної сталі, в яке поміщається перемішувач.

Проте, з огляду на вартість одного комплексу електромагнітного перемішування (від 400000 \$), використання на одному агрегаті двох систем електромагнітного перемішування видається сумнівно вигідним. Це дуже дорого не тільки для підприємств вторинної переробки алюмінію, але навіть для підприємств, які виробляють первинний алюміній, де має місце більш висока окупність інвестицій. Тому, незважаючи на дату пріоритету 25 квітня 1995 року, не помічено публікацій про застосування двох електромагнітних перемішувачів на одному агрегаті. Частіше зустрічається протилежна ситуація, коли встановлюють один нестационарний (пересувний) пристрій електромаг-

Відомі також електромагнітні перемішувачі для рідкого алюмінію, створені в свій час СКБ МГД Інституту фізики Латвійської академії наук [68]. Вони побудовані на основі лінійних індукторів біжучого магнітного поля, що живляться від трифазної напруги промислової частоти. Такі перемішувачі стикуються до бокової стінки печі (міксера) для плавлення та приготування алюмінієвих сплавів. Для підвищення ефективності процесу перемішування та зменшення екрануючого впливу металевого кожуха печі між індуктором перемішувача і рідким металом встановлюють неелектропровідну керамічну перегородку (плиту), стійку до розплаву алюмінію. За звичай – це плита із карбіду кремнію товщиною 40 мм. Охолодження обмоток індуктора здійснюється водою.

Під дією біжучого магнітного поля у ванні печі створюється одноконтурна (в плані) вихрова течія рідкого металу, яка втягує в свій рух в основному периферійні шари металу (рис. 1.12). В середній (центральної) частині ванни печі створюється застійна зона, в якій метал практично не переміщується. Для зменшення цієї зони розробниками таких перемішувачів було запропоновано дещо скорегувати напрям руху за рахунок створення у ванні печі спеціальних (направляючих) каналів. Саме тому такі перемішувачі інколи ще називають каналними.

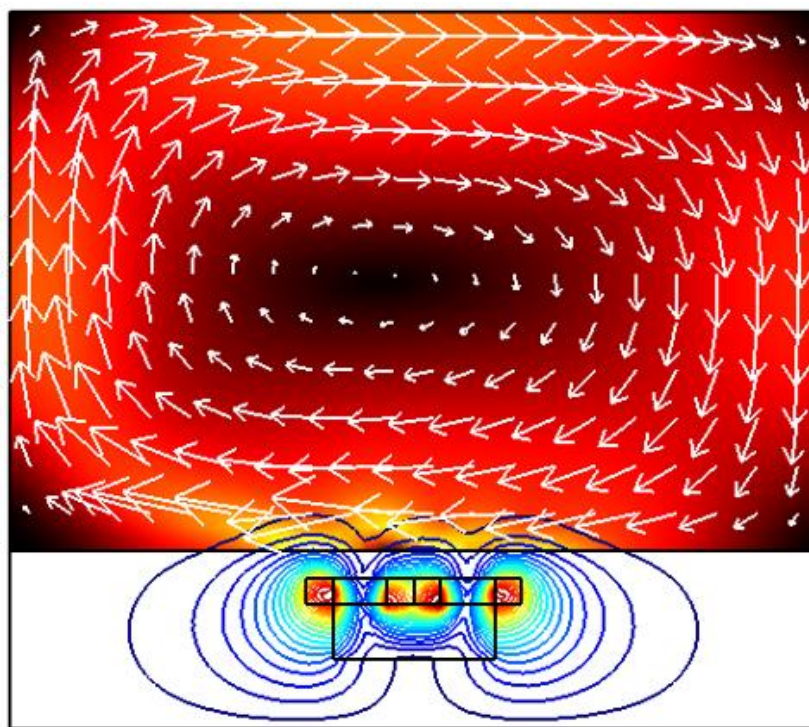


Рис. 1.12 Течія рідкого металу у ванні печі під дією біжучого магнітного поля

Широкого розповсюдження такі перемішувачі набули у 90-і роки минулого сторіччя. Вони використовувалися в Росії, Угорщині та інших країнах. На даний час зацікавленість до них дещо впала. Основна причина цьому – незадовільна стійкість керамічної плити, яка знижує експлуатаційну надійність такого рішення. Проте завдяки значно меншій кошторисній вартості такого типу перемішувачів, вони і зараз знаходять своє застосування.

Окрім застосування біжучого магнітного поля для перемішування рідкого металу в останній час було запропоновано використовувати для цих цілей пульсуюче магнітне поле [7]. Пульсуюче поле створюється електромагнітною системою (котушками), яка живиться змінним однофазним електричним струмом на відміну від біжучого магнітного поля, яке створюється багатофазною електромагнітною системою.

В роботі [7] шляхом математичного моделювання електромагнітних і гідродинамічних процесів в системі "однофазний індуктор – ванна з рідким металом" досліджено декілька конструктивних рішень електромагнітних перемішувачів пульсуючого магнітного поля для відбивної печі, що плавить алюміній. У випадку стикування такого перемішувача з боковою стінкою ванни печі він створює в ній двоконтурну (в горизонтальній площині) вихрову течію рідкого металу (рис. 1.13) на відміну від одноконтурної течії, яка створюється індуктором біжучого магнітного поля. Така течія ефективно перемішує саме центральну частину ванни печі, що з технологічної точки зору є важливо.

Результати досліджень ефективності перемішування індукторів пульсуючого магнітного поля показали [12], що зони перегрівання на поверхні розплаву за площею є меншими, ніж у випадку індукторів біжучого магнітного поля, що призводить до покращення теплового стану розплаву.

З метою подальшого підвищення ефективності перемішування рідкого металу у ванні відбивної печі в Інституті електродинаміки НАН України запропоновано новий спосіб перемішування за рахунок почергової силової дії на метал пульсуючого і біжучого магнітних полів [10]. Такий спосіб перемішування призводить до почергової зміни в часі одноконтурної і двоконтурної вихрових течій, що дозволяє

більш ефективно перемішувати рідкий метал у всьому об'ємі ванни печі. Застійні зони, що виникають в одному режимі роботи, ефективно перемішуються в іншому.

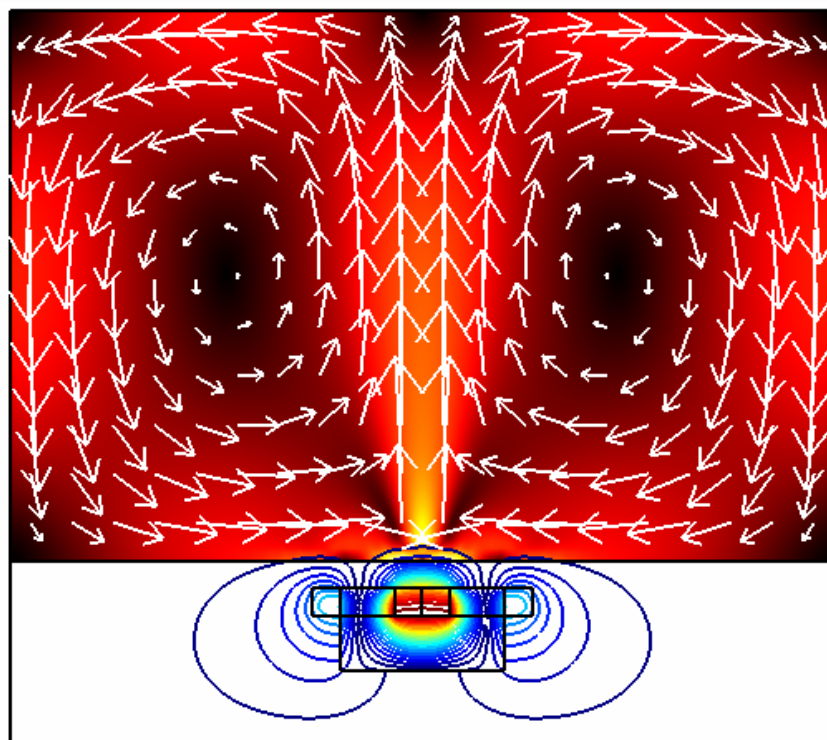


Рис. 1.13 Течія рідкого металу у ванні печі під дією пульсуючого магнітного поля

Для реалізації такого способу перемішування (щоб не використовувати дві по чергову діючих системи) бажано мати універсальний електромагнітний перемішувач, який спроможний окремо створювати пульсуюче і біжуче магнітні поля. На рис. 1.14 і 1.15 схематично представлено можливі конструктивні варіанти індукторів універсальної системи перемішування. Всі вони мають у своєму складі шихтоване із електротехнічної сталі феромагнітне осердя (магнітопровід) і декілька котушок. При живленні цих котушок від однофазної напруги створюється пульсуюче магнітне поле, яке в свою чергу утворює у ванні печі двоконтурний вихровий рух металу (рис. 1.13). При багатофазному живленні за рахунок біжучого магнітного поля двоконтурний рух металу трансформується в одноконтурний (рис. 1.12).

На рис. 1.14 представлено варіанти індукторів, котушки яких розташовані на стрижнях магнітопроводів, а на рис. 1.15 – варіанти з котушками, намотаними на ярмо. За формою магнітопроводу представлені індуктори можна поділити на

двострижневі (рис. 1.14 *а*), тристрижневі (рис. 1.14 *б* і 1.15 *а*) та чотиристрижневі (рис. 1.14 *в* і 1.15 *б*). За кількістю котушок вони можуть бути двокотушкові (рис. 1.14 *а* і 1.15 *а*), трикотушкові (рис. 1.14 *б* і 1.15 *б*) та чотирькотушкові (рис. 1.14 *в*). На цих рисунках через δ позначено відстань (зазор) між індуктором і рідким металом, а через τ – відстань між стрижнями (полюсне ділення індуктора).

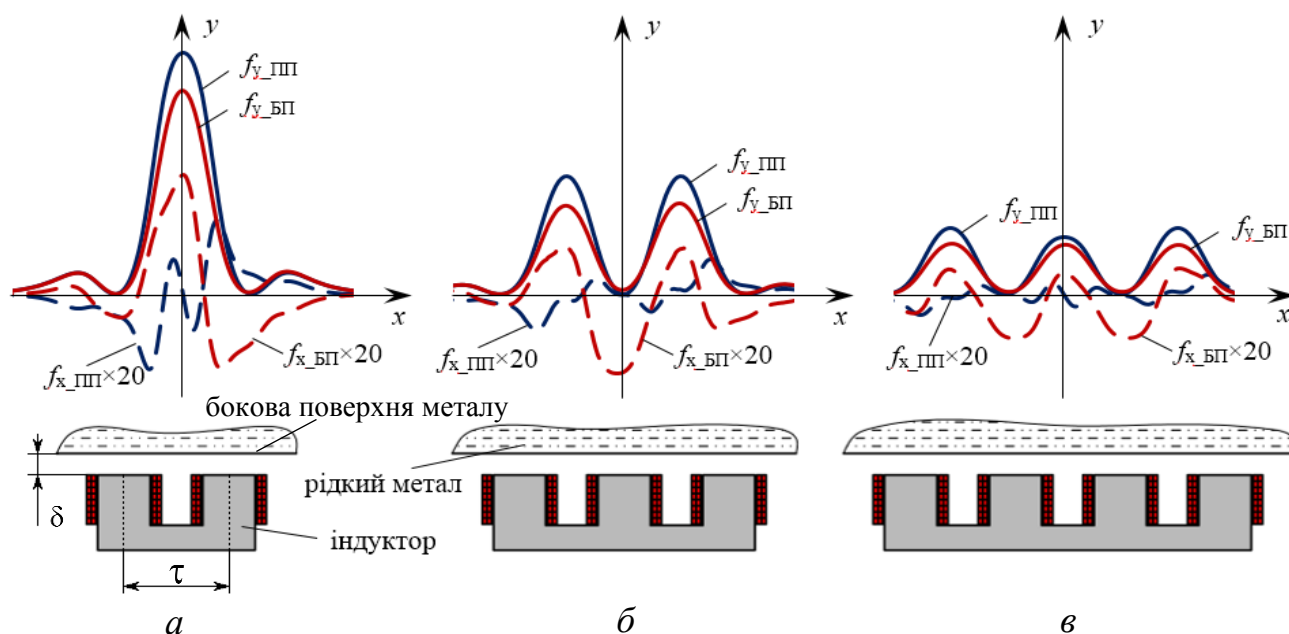


Рис. 1.14 Можливі конструктивні варіанти універсальних індукторів з намотаними на стрижні котушками

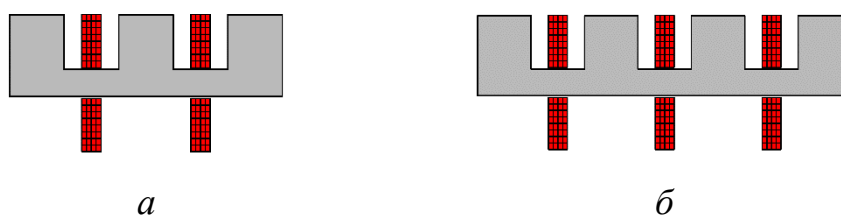


Рис. 1.15 Можливі конструктивні варіанти універсальних індукторів з намотаними на ярма котушками

На рис. 1.14 для кожного варіанту представлено також розподіли питомих електромагнітних сил (нормальних f_y і тангенціальних f_x складових при однофазному (індекс ПП) та багатофазному (індекс БП) живленні) вздовж бокової поверхні рідкого металу. Видно, що цей розподіл в основному залежить від форми магнітопроводу. Криві розподілу сил f_y для двострижневих конструкцій мають один локальний максимум, для тристрижневих – два однакових максимуми і для

чотиристрижневого – три. Всі ці криві представлені в одному масштабі, які отриманні за однакового сумарного струмового навантаження (сумарних ампер-витків) для кожного індуктора. Подібний вигляд будуть мати криві розподілу електромагнітних сил, які виникають в рідкому металі під дією індукторів, представлених на рис. 1.15.

1.5 Висновки до розділу 1

1. Таким чином, в результаті проведеного аналізу показано, що, незважаючи на необхідність перемішування рідкого металу майже в усіх відомих металургійних агрегатах, що використовуються для плавлення та оброблення різноманітних металів та сплавів, більшість із них з огляду на наявність у них природних механізмів перемішування не потребує використання додаткових систем (перемішувачів). Тим не менш, існують установки, в яких у разі відсутності таких систем взагалі не може бути реалізований основний технологічний процес. В першу чергу мова йде про плавильні установки з так званим верхнім поверхневим нагріванням металу, до яких відносяться відбивні печі, які, як відомо, бувають електричними (печі електроопору) або полум'яними (газові і паливні печі), а також електронно-променеві печі.

2. Аналіз відомих способів та засобів перемішування рідкого металу показав, що найбільш ефективним та перспективним для зазначених плавильних агрегатів є електромагнітне перемішування рідкого металу індукційним способом з використанням універсальних лінійних індукторів, що реалізують новий спосіб електромагнітного перемішування рідкого металу за рахунок почергової силової дії пульсуючого і біжучого магнітних полів. Оскільки такі системи запропоновані вперше і раніше не досліджувалися, вони потребують детального вивчення, яке доцільно виконати на основі математичного моделювання взаємопов'язаних електромагнітних, гідродинамічних і теплових процесів в системі "універсальний індуктор – ванна печі з рідким металом". Проведення зазначеного моделювання необхідно для визначення основних закономірностей почергової силової і теплової

дії на рідкий метал пульсуючого та біжучого магнітних полів, а також для виявлення оптимальних (раціональних) конструктивних рішень електромагнітних систем перемішування, на основі яких будуть розроблені ефективні електромагнітні перемішувачі рідкого металу для плавильних металургійних агрегатів (печей).

РОЗДІЛ 2

МОДЕЛЮВАННЯ ФІЗИЧНИХ ПРОЦЕСІВ В СИСТЕМАХ ЕЛЕКТРОМАГНІТНОГО ПЕРЕМІШУВАННЯ РІДКОГО МЕТАЛУ

2.1 Особливості електромагнітних систем перемішування рідкого металу

Системи електромагнітного перемішування металевого розплаву, як правило, складаються з системи збудження електромагнітного поля та об'єму рідкого металу, що знаходиться в тій або іншій технологічній установці. У нашому випадку система збудження поля – це універсальний індуктор, який, як було зазначено, в залежності від системи електроживлення створює пульсуюче або біжуче магнітне поле. Таким чином, на відміну від традиційних електромагнітних систем, що використовуються в електротехніці, системи електромагнітного перемішування мають у своєму складі елемент у вигляді металу в розплавленому стані, що значно ускладнює дослідження (розрахунок) таких систем.

Складність розрахунку зазначеної системи, з одного боку, зумовлена, перш за все, суттєво тривимірним характером розподілу електромагнітного поля в ній. Моделювання такої системи з врахуванням складної геометрії та кусково-неоднорідної структури окремих її елементів можливо лише із залученням чисельних методів розрахунку. З іншого боку, наявність електропровідного рідкого середовища в системі потребує окрім електромагнітних процесів розглядати та досліджувати також і гідродинамічні процеси. Крім того, оскільки такі системи в цій роботі пропонується використовувати в першу чергу для плавильних агрегатів, в яких має місце плавлення та нагрівання металу, поза увагою не можуть бути залишені і теплові процеси. Таким чином, дослідження систем електромагнітного перемішування рідкого металу потребує розгляду як електромагнітних, так і гідродинамічних та теплових процесів.

Важливим питанням при дослідженні таких систем є оцінка їх ефективності. Зрозуміло, що таку оцінку можна робити на основі аналізу силового та теплового впливу електромагнітного поля системи на рідкий метал. Проте в області

перемішування рідкого металу на сьогодні не має одного чітко визначеного критерію, який би однозначно оцінював ефективність роботи того чи іншого перемішувача. А тому в цій роботі таку оцінку пропонується проводити на основі декількох критеріїв, отриманих в ході дослідження основних фізичних процесів, що протікають в таких системах.

Найбільш проста оцінка ефективності системи електромагнітного перемішування рідкого металу може бути отримана шляхом визначення інтегральних електромагнітних сил, що діють на рідкий метал. Для універсального індуктора такі сили потрібно визначати окремо для кожного режиму роботи. У випадку пульсуючого магнітного поля, коли основна течія рідкого металу формується в основному під дією нормальної складової електромагнітних сил f_y , таким параметром може бути інтегральна сила $F_y = \int_{V_m} f_y dV$, де V_m – об'єм рідкого металу, а у випадку біжучого магнітного поля, коли визначальними в цьому режимі є тангенціальні сили, оцінку ефективності перемішувача можна зробити за допомогою параметра $F_x = \int_{V_m} f_x dV$.

Проте такий підхід може бути використано тільки для приблизної оцінки, оскільки реальна силова дія електромагнітного поля на рідкий метал визначається не лише величиною електромагнітних сил, що наводяться в металі, але і розподілом їх в об'ємі розплаву. Більш точну оцінку ефективності системи перемішування можна отримати на основі визначення параметрів руху рідкого металу, що виникає в результаті дії електромагнітних сил. Цього можна досягти в результаті розв'язання гідродинамічної задачі. Інтегральним параметром оцінки в цьому випадку може бути середній (усереднений за об'ємом металу у ванні печі) модуль швидкості руху розплаву

$$W = \frac{1}{V_m} \int_V |\mathbf{u}| dv \quad (2.1)$$

Визначати ефективність перемішування можна також за розподілом температури в об'ємі ванни печі. Критеріями оцінки в цьому випадку можуть

виступати різниця між найбільшим (максимальним) і найменшим (мінімальним) значеннями температури рідкого металу $\Delta T = T_{\max} - T_{\min}$ або між максимальним і середнім значеннями $\Delta T = T_{\max} - T_{\text{av}}$. Зрозуміло, що для отримання таких критеріїв, повинна бути розв'язана теплова задача.

2.2 Методи досліджень електромагнітних систем

Існують різні методи досліджень електромагнітних, гідродинамічних та теплових процесів. В основному вони поділяються на експериментальні методи та методи математичного моделювання. Експерименти можна проводити як на реальних об'єктах, так і на зменшених (фізичних) моделях. Проте дослідження вищезазначених фізичних процесів на реальних об'єктах у більшості випадків супроводжується значними затратами ресурсів та часу, враховуючи складність їх проведення із-за наявності високої температури та агресивного рідкого металу. Складність реалізації дослідів на зменшених моделях полягає у виборі критеріїв подібності, які будуть коректно відображати реальний фізичний процес [23]. У багатьох випадках задовольнити умови подібності не вдається. Таким чином, єдиним реальним способом досліджень зазначених систем є математичне моделювання, а експериментальні дослідження можуть бути залучені для апробації такого моделювання.

Методи математичного моделювання можна розділити на аналітичні та чисельні методи, або, іншими словами, на методи точного та наближеного розрахунку відповідно. Так як аналітичний розрахунок фізичних процесів, що протікають при електромагнітному перемішуванні, є достатньо складним (або в деяких випадках навіть неможливим) та потребує суттєвих спрощень та припущень, то в цій роботі перевага була надана чисельним методам розрахунку.

Всі чисельні методи математичного моделювання можна розділити на дві групи: методи змінного в часі аналізу та методи частотного аналізу, що пов'язані між собою перетворенням Фур'є. Методи рішення електростатичних, магнітостатичних, стаціонарних гідродинамічних та теплових задач належать до групи методів частотного аналізу з встановленням нульової частоти. Серед методів частотного

аналізу виділяють наступні підгрупи: високочастотні асимптотичні методи, які ґрунтуються на дифракційній та хвильовій оптиці та можуть ефективно справлятися з електрично великими проблемами, та методи першого принципу (також відомі як повнохвильові методи або низькочастотні методи), які ґрунтуються на основних законах природи (таких як закони збереження маси, енергії, заряду) та вирішують диференціальні рівняння безпосередньо, і можуть мати справу з проблемами будь-якої складності, але потребують значних ресурсів обчислювальної техніки [69, 70].

Методи першого принципу потенційно є дуже точними. Головною характеристикою цих методів є необхідність дискретизації певної розрахункової області, для якої виконується розрахунок. Внаслідок цього розрахункова область, що може містити підобласті з різними фізичними характеристиками, в більшості випадків поділяється на значну кількість малих елементів, а невідома функція в кожному з цих елементів замінюється відомою. У найпростішому випадку відома функція – це лінійна апроксимація. Далі за певним алгоритмом відбувається розрахунок невідомих значень у вузлах сітки. В загальному точність даних методів не є сталою та суттєво залежить від ступеню дискретизації (розміру елементів, на які поділені підобласті).

Основними серед повно-хвильових методів є метод моментів (MoM), метод скінченних елементів (FEM) та метод скінченних різниць в часовій області (FDTD). Також в даний час популярності набирають гібридні методи, які поєднують в собі особливості основних методів. Більш обширно різновиди та взаємозв'язки чисельних методів аналізу фізичних процесів описано в [69, 71].

Слід зазначити, що рівняння Максвелла, які описують електромагнітні процеси, є залежними від часу та відтворюють математичну проблему в чотирьох вимірах: у трьох просторових координатах та часі. Зазвичай складність проблеми зростає експоненціально в залежності від кількості незалежних змінних. Так як рівняння Максвелла можуть бути вирішені в обох областях (часовій та частотній), були розроблені дві групи методів для аналізу електромагнітних задач, а саме, методи часової та частотної областей. Тим не менш, через те, що методика рішення у двох областях є різною, кожна з цих двох груп методів має свої переваги та

недоліки. Перевагою методів частотного аналізу є швидке рішення задачі, процес протікання якої змінюється за гармонічним законом з певною частотою. Змінні в часі методи підходять для моделювання процесів, які відбуваються в широкому діапазоні частот.

В цій роботі для моделювання фізичних процесів було обрано чисельний метод розрахунку – метод скінченних елементів, який успішно реалізований в багатьох програмних пакетах, серед яких FEniCS Project [72], Ansys [73], Comsol Multiphysics [74] та інші.

2.3 Математична модель

Математичні моделі мультифізичних польових задач ґрунтуються на інтегральних і/або диференціальних рівняннях з просторовими та/або часовими змінними, які описують той чи інший фізичний процес [75]. Зв'язок між інтегральною та диференціальною формою рівнянь для деякої векторної функції може бути виражений за допомогою теореми Гауса та теореми Стокса.

2.3.1 Рівняння електродинаміки

Систему рівнянь для опису електромагнітних полів можна представити у вигляді закону Фарадея (2.2), закону Ампера-Максвелла (2.3), закону Гауса для електричного поля (2.4), закону Гауса для магнітного поля (2.5) та рівняння неперервності струму (2.6). Разом з матеріальними співвідношеннями (2.12 - 2.14) одержуємо замкнуту систему рівнянь [69, 76-78]. Для змінних у часі полів та правої декартової системи координат в інтегральній формі закони виглядають таким чином:

$$\oint_L \mathbf{E} \cdot \hat{\mathbf{t}} dl = -\frac{d}{dt} \int_S \mathbf{B} \cdot \mathbf{n} ds, \quad (2.2)$$

$$\oint_L \mathbf{H} \cdot \hat{\mathbf{t}} dl = \int_S \mathbf{J} \cdot \mathbf{n} ds + \frac{d}{dt} \int_S \mathbf{D} \cdot \mathbf{n} ds, \quad (2.3)$$

$$\oint_S \mathbf{D} \cdot \mathbf{n} ds = \int_V \rho_f dv, \quad (2.4)$$

$$\oint_S \mathbf{B} \cdot \mathbf{n} ds = 0, \quad (2.5)$$

$$\oint_S \mathbf{J} \cdot \mathbf{n} ds = -\frac{d}{dt} \int_V \rho_f dv, \quad (2.6)$$

де $\mathbf{E}$ – напруженість електричного поля або електрорушійна сила, $\hat{\mathbf{t}}$ – одиничний дотичний вектор до контуру інтегрування, $\mathbf{B}$ – густина магнітного потоку, $\mathbf{n}$ – одиничний нормальний вектор до поверхні інтегрування, $\mathbf{H}$ – напруженість магнітного поля, $\mathbf{J}$ – густина струму провідності, $\mathbf{D}$ – електричне зміщення або густина електричного потоку, ρ_f – густина вільних електричних зарядів.

Диференціальна форма рівнянь 2.2 - 2.6 має наступний вигляд:

$$\nabla \times \mathbf{E} = -\frac{\partial \mathbf{B}}{\partial t}, \quad (2.7)$$

$$\nabla \times \mathbf{H} = \mathbf{J} + \frac{\partial \mathbf{D}}{\partial t}, \quad (2.8)$$

$$\nabla \cdot \mathbf{D} = \rho_f, \quad (2.9)$$

$$\nabla \cdot \mathbf{B} = 0, \quad (2.10)$$

$$\nabla \cdot \mathbf{J} = -\frac{\partial \rho_f}{\partial t} \text{ або } \nabla \cdot \left(\mathbf{J} + \frac{\partial \mathbf{D}}{\partial t} \right) = 0. \quad (2.11)$$

Матеріальні співвідношення, що описують макроскопічні властивості середовища, представляються такими рівняннями:

$$\mathbf{D} = \varepsilon \cdot \mathbf{E}, \quad \mathbf{B} = \mu \cdot \mathbf{H}, \quad \mathbf{J} = \sigma \cdot \mathbf{E}, \quad (2.12 - 2.14)$$

де $\varepsilon = \varepsilon_0 \varepsilon_r$; $\mu = \mu_0 \mu_r$; σ – питома електропровідність; ε_0 , μ_0 – діелектрична та магнітна проникності вакууму відповідно; ε_r , μ_r – відносні діелектрична та магнітна проникності середовища відповідно.

На сьогодні в роботах багатьох авторів векторний магнітний $\mathbf{A}$ та скалярний електричний ϕ потенціали використовуються у вигляді допоміжних функцій, які в деяких випадках спрощують пошук рішення задачі за рахунок зменшення кількості

невідомих при розрахунках. В той же час надання їм фізичного змісту дозволяє більш повно та прозоро інтерпретувати електромагнітні явища.

До того ж існують випадки, де фізичні процеси необхідно розглядати в термінах векторного магнітного $\mathbf{A}$ та скалярного електричного φ потенціалів. Це відбувається, наприклад, коли значення скалярних електричних та векторних магнітних потенціалів виступають в якості граничних умов при розрахунках. Важливим моментом при розгляді електромагнітних процесів є й те, що у змінному в часі електромагнітному полі тільки через скалярний електричний потенціал може бути відображена така фізична величина як електрична напруга [79]

$$U_{12} = - \int_1^2 \nabla \varphi \cdot \hat{\mathbf{t}} dl. \quad (2.17)$$

При цьому контур інтегрування між двома точками 1 і 2 у просторі вибирається довільно, а

$$\oint_L \nabla \varphi \cdot \hat{\mathbf{t}} dl = 0. \quad (2.18)$$

Враховуючи, що переважна більшість електротехнічних і електротехнологічних установок живиться від джерел напруги, можливість прямого моделювання такої ситуації є надзвичайно важливою.

Зрозуміло, що в таких випадках система рівнянь для опису електромагнітних полів повинна бути сформульована таким чином, щоб містити вказані потенціали та відображати їхній зв'язок з іншими фізичними величинами. В диференціальній формі разом з матеріальними співвідношеннями (2.12 - 2.14) вона має вигляд:

$$\nabla \times \mathbf{H} = \mathbf{J} + \frac{\partial \mathbf{D}}{\partial t}, \quad (2.19)$$

$$\nabla \times \mathbf{A} = \mathbf{B}, \quad (2.20)$$

$$\nabla \cdot \mathbf{A} = 0, \quad (2.21)$$

$$\mathbf{E} = - \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} - \nabla \varphi + \mathbf{u} \times \mathbf{B}, \quad (2.22)$$

$$\nabla \cdot \mathbf{D} = \rho_f, \quad (2.23)$$

$$\nabla \cdot \mathbf{J} = -\frac{\partial \rho_f}{\partial t} \quad \text{або} \quad \nabla \cdot \left(\mathbf{J} + \frac{\partial \mathbf{D}}{\partial t} \right) = 0, \quad (2.24)$$

де $\mathbf{A}$ – векторний магнітний потенціал, ϕ – скалярний електричний потенціал, $\mathbf{u}$ – швидкість руху середовища.

Вперше система рівнянь (2.19 – 2.24) в подібній формі була представлена Максвелом в роботі [80]. Пізніше в своїй заключній праці "A Treatise on Electricity and Magnetism" дана система рівнянь була заявлена як основоположна система рівнянь для електромагнітного поля [81].

Безпосередня присутність потенціалів в цій системі рівнянь позиціонує їх у якості фізичних величин, що дозволяє при постановках задач розрахунку електромагнітного поля в електротехнічних пристроях користуватися такими прозорими фізичними поняттями як електрорушійна сила, електричний струм та електрична напруга.

Виразивши рівняння (2.19) та (2.24) через векторний магнітний $\mathbf{A}$ та скалярний електричний ϕ потенціали, можна отримати наступні рівняння, які разом з (2.21) складають основну систему рівнянь для чисельного розрахунку електромагнітних процесів:

$$\nabla \times \left(\frac{\nabla \times \mathbf{A}}{\mu} \right) = -\sigma \nabla \phi - \sigma \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} + \sigma \mathbf{u} \times (\nabla \times \mathbf{A}) - \frac{\partial(\epsilon \nabla \phi)}{\partial t} - \frac{\partial \left(\epsilon \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} \right)}{\partial t} + \frac{\partial(\epsilon \mathbf{u} \times (\nabla \times \mathbf{A}))}{\partial t} + \mathbf{J}_e, \quad (2.25)$$

$$\nabla \cdot \left(-\sigma \nabla \phi - \sigma \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} + \sigma \mathbf{u} \times (\nabla \times \mathbf{A}) - \frac{\partial(\epsilon \nabla \phi)}{\partial t} - \frac{\partial \left(\epsilon \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} \right)}{\partial t} + \frac{\partial(\epsilon \mathbf{u} \times (\nabla \times \mathbf{A}))}{\partial t} + \mathbf{J}_e \right) = 0. \quad (2.26)$$

Для незмінних в часі μ , ϵ та σ рівняння (2.25 – 2.26) мають вигляд:

$$\nabla \times \frac{\nabla \times \mathbf{A}}{\mu} = -\sigma \nabla \phi - \sigma \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} + \sigma \mathbf{u} \times (\nabla \times \mathbf{A}) - \epsilon \frac{\partial \nabla \phi}{\partial t} - \epsilon \frac{\partial^2 \mathbf{A}}{\partial t^2} + \epsilon \frac{\partial \mathbf{u} \times (\nabla \times \mathbf{A})}{\partial t} + \mathbf{J}_e, \quad (2.27)$$

$$\nabla \cdot \left(-\sigma \nabla \phi - \sigma \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} + \sigma \mathbf{u} \times (\nabla \times \mathbf{A}) - \epsilon \frac{\partial \nabla \phi}{\partial t} - \epsilon \frac{\partial^2 \mathbf{A}}{\partial t^2} + \epsilon \frac{\partial \mathbf{u} \times (\nabla \times \mathbf{A})}{\partial t} + \mathbf{J}_e \right) = 0. \quad (2.28)$$

При розрахунку полів, що змінюються за гармонічним законом рівняння (2.27 – 2.28) приймають такий вигляд:

$$\nabla \times \frac{\nabla \times \dot{\mathbf{A}}}{\mu} + (\sigma + i\omega\epsilon) \left(\nabla \dot{\varphi} - \mathbf{u} \times \left(\nabla \times \dot{\mathbf{A}} \right) \right) + (i\omega\sigma + \omega^2\epsilon) \dot{\mathbf{A}} = \dot{\mathbf{J}}_e, \quad (2.29)$$

$$\nabla \cdot \left(-(\sigma + i\omega\epsilon) \left(\nabla \dot{\varphi} - \mathbf{u} \times \left(\nabla \times \dot{\mathbf{A}} \right) \right) - (i\omega\sigma + \omega^2\epsilon) \dot{\mathbf{A}} + \dot{\mathbf{J}}_e \right) = 0. \quad (2.30)$$

Густина зовнішнього струму $\mathbf{J}_e$ додатково введена в рівняння задля надання загальності при необхідності формулювання на практиці задач з наперед заданим (відомим) розподілом густини струму, наприклад, в багатовиткових котушках.

Часто дослідження фізичних процесів не потребує розгляду скалярного електричного та векторного магнітного потенціалів. В такому випадку є можливість спростити розрахункові рівняння електромагнітного поля, зменшивши при цьому кількість невідомих. Для цього використовується так зване калібрувальне перетворення (калібрувальна інваріантність) потенціалів.

Розглянемо рівняння (2.20) та (2.22) без складової, що включає швидкість руху середовища. Введення двох нових потенціалів

$$\mathbf{A} = \mathbf{A} + \nabla\Psi, \quad \varphi = \varphi - \frac{\partial\Psi}{\partial t}. \quad (2.31 - 2.32)$$

не змінює значень напруженості електричного поля та магнітної індукції:

$$\mathbf{E} = -\frac{\partial\mathbf{A}}{\partial t} - \nabla\varphi = -\frac{\partial(\mathbf{A} - \nabla\Psi)}{\partial t} - \nabla\left(\varphi + \frac{\partial\Psi}{\partial t}\right) = -\frac{\partial\mathbf{A}}{\partial t} - \nabla\varphi, \quad (2.33)$$

$$\mathbf{B} = \nabla \times \mathbf{A} = \nabla \times (\mathbf{A} - \nabla\Psi) = \nabla \times \mathbf{A}. \quad (2.34)$$

При цьому є можливість обрати Ψ таким чином, щоб звести до нуля φ . Для гармонічного випадку це відбувається наступним чином:

$$\dot{\Psi} = -\frac{i\varphi}{\omega}, \quad \dot{\mathbf{A}} = \dot{\mathbf{A}} - \frac{i\nabla\varphi}{\omega}, \quad \dot{\varphi} = 0. \quad (2.35 - 2.37)$$

Після перетворення потенціалів рівняння (2.29 – 2.30) матимуть три незалежні змінні (три компоненти "нового" векторного магнітного потенціалу) замість чотирьох:

$$\nabla \times \frac{\nabla \times \dot{\mathbf{A}}}{\mu} + (\sigma + i\omega\epsilon) \mathbf{u} \times \left(\nabla \times \dot{\mathbf{A}} \right) + (i\omega\sigma + \omega^2\epsilon) \dot{\mathbf{A}} = \dot{\mathbf{J}}_e, \quad (2.38)$$

$$\nabla \cdot \left(-(\sigma + i\omega\epsilon) \mathbf{u} \times (\nabla \times \dot{\mathbf{A}}) - (i\omega\sigma + \omega^2\epsilon) \dot{\mathbf{A}} + \dot{\mathbf{J}}_e \right) = 0. \quad (2.39)$$

Такий підхід є корисним коли можливо визначити всі джерела як зовнішні, $\dot{\mathbf{J}}_e$, або як поверхневі струми на зовнішніх границях розрахункової області.

Розрахунок електромагнітної задачі при заданих напругах. При прийнятому спрощенні для багатовиткових котушок, коли реальна структура котушки замінюється однорідною з однорідним розподілом густини струму в ній, розрахунок електромагнітної задачі при заданій напрузі може бути виконано на основі формулювання так званої коло-польової задачі. Суть його полягає в тому, що до рівняння (2.29) додається рівняння балансу напруг у відповідності з другим законом Кірхгофа для активно-індуктивного кола

$$\dot{U} = \dot{I} R + i\omega \dot{\Psi}, \quad (2.40)$$

де R – активний опір котушки, $\dot{\Psi}$ – її потокозчеплення. Потокозчеплення багатовиткової котушки у відповідності з методом масивного витка [83] може бути представлено як $\dot{\Psi} = w \cdot \dot{\Psi}_{\text{МВ}}$, де w – кількість витків котушки, $\dot{\Psi}_{\text{МВ}}$ – потокозчеплення масивного витка з поперечним перерізом, що відповідає перерізу всієї котушки.

Звідси струм у котушці визначається як

$$\dot{I} = (\dot{U} - i\omega \dot{\Psi}) / R, \quad (2.41)$$

а густина струму, як $\dot{J}_e = \dot{I} \cdot w / S$, де w і S – відповідно кількість витків і площа поперечного перерізу котушки. Таким чином, значення густини струму в котушці при цьому задається не явно, а через величину напруги та кількість витків котушки.

Особливості завдання при чисельному 3D моделюванні джерел електромагнітного поля. Для котушки, витки якої мають прямокутну форму, її об'єм розбивається на чотири підобласті, в яких напрям струму визначається таким чином, щоб забезпечити його неперервність $\left(\nabla \cdot \dot{\mathbf{J}}_e = 0 \right)$. Тобто для кожної підобласті єдина просторова складова густини струму $\dot{\mathbf{J}}_e$ задається з необхідним для створення замкнутого контуру знаком. Напрямок обходу контуру може бути довільним.

Потокозчеплення такої котушки визначається у відповідності до виразу

$$\dot{\Psi} = \frac{w}{S} \sum_{i=1}^4 \int_V \pm \dot{A}_j dv, \quad (2.42)$$

де $\dot{A}_j$ – декартова компонента векторного магнітного потенціалу, що співпадає з напрямом струму в i -тій підобласті котушки. Знак в підінтегральному виразі для кожної із підобластей визначається з врахуванням прийнятого напрямку обходу контуру та правила скалярного множення векторів при визначенні потоку через циркуляцію векторного магнітного потенціалу ($\Phi = \oint_L \mathbf{A} \cdot \hat{\mathbf{t}} dl$).

У випадку котушки, витки якої мають вигляд кільця, напрям густини струму $\dot{\mathbf{J}}_e$ є тангенціальним. Декартові складові густини струму в області котушки задаються наступним чином:

$$\dot{J}_{ex} = \dot{J}_e \cdot \cos \alpha, \quad \dot{J}_{ez} = \dot{J}_e \cdot \sin \alpha, \quad (2.43)$$

де $\alpha = \arctan 2((z - z_0), (x - x_0))$ – полярний кут точки (x, z) в системі координат з початком у центрі котушки з координатами (x_0, z_0) , $\arctan 2()$ – функція, що повертає значення кута з врахуванням квадранту. У розбитті об'єму котушки на підобласті тут необхідності немає.

Потокозчеплення цієї котушки може бути знайдено шляхом інтегрування по об'єму котушки тангенціальної складової векторного магнітного потенціалу $\dot{A}_t$

$$\dot{\Psi} = \frac{w}{S} \int_V \dot{A}_t dv. \quad (2.44)$$

Зв'язок між $\dot{A}_t$ та декартовими складовими векторного потенціалу встановлюється наступним чином:

$$\dot{A}_t = \dot{A}_z \cos \alpha - \dot{A}_x \sin \alpha. \quad (2.45)$$

За результатами розрахунку (отриманим розподілом векторного магнітного і скалярного електричного потенціалів) знаходилися значення електромагнітних сил в рідкому металі, а також такі інтегральні величини як напруга, струм, активна,

реактивна і повна потужності, потужність тепловиділення в рідкому металі та ін. Нижче наведено вирази для їх визначення.

Об'ємні електромагнітні сили в рідкому металі визначалися таким чином:

$$\mathbf{f} = 0,5 \operatorname{Re}(\dot{\mathbf{J}} \times \mathbf{B}^*) \quad (2.46)$$

де $\dot{\mathbf{J}} = \sigma(-\nabla\phi - j\omega\mathbf{A} + \mathbf{u} \times \dot{\mathbf{B}})$ – густина струму провідності в рідкому металі, $\dot{\mathbf{B}}$ – спряжений комплекс індукції магнітного поля.

Потужність енергії, що виділяється в рідкому металі у вигляді тепла, визначалася шляхом об'ємного інтегрування локальних тепловиділень в об'ємі металу V_m

$$P_m = \frac{1}{2} \int_{V_m} \frac{\dot{\mathbf{J}} \mathbf{J}^*}{\sigma} dV. \quad (2.47)$$

Механічна потужність, тобто потужність, що затрачується на збудження руху рідкого металу, знаходилася інтегруванням скалярного добутку електромагнітної сили на швидкість руху металу

$$P_{mech} = 0,5 \operatorname{Re} \int_{V_m} (\dot{\mathbf{J}} \times \mathbf{B}^*) \mathbf{u} dV. \quad (2.48)$$

Комплексну потужність системи можна визначити за наступним рівнянням

$$\tilde{S} = \sum_{i=1}^n \left(\frac{1}{2} \int_{V_{ci}} \frac{\dot{\mathbf{J}}_i \mathbf{J}_i^*}{\sigma} dV + j\omega \frac{1}{2} \int_{V_{ci}} \dot{\mathbf{A}}_i \mathbf{J}_i^* dV \right), \quad (2.49)$$

де V_c – об'єм відповідної котушки, n – загальна кількість котушок.

Перший доданок правої частини рівняння (2.49) відповідно до закону Джоуля-Ленца являє собою активну потужність, що виділяється у вигляді теплоти в котушці індуктора. У нашому випадку, коли котушки представлені непровідним середовищем з рівномірно розподіленою заданою густиною струму, втрати в них визначалися наближено у відповідності з виразом $P_c = 0,5 \dot{I} \dot{I}^* R_{DC}$, де опір котушки R_{DC} обчислювався виходячи з кількості витків, середньої довжини витка, його перерізу та питомої електропровідності проводу котушки.

Другий доданок правої частини рівняння (2.49) в загальному випадку є комплексним числом, що має дійсну та уявну складові. Оскільки втрати в котушці

зі струмом вже враховані першим доданком, дійсна частина другого доданка буде відповідати потужності енергії, що виділяється у рідкому металі, та витратам потужності на приведення його в рух. За наявності декількох індуктивно зв'язаних електричних котушок, що приєднані до різних джерел (фаз) живлення, можливою є також передача активної потужності (енергії) з одного джерела в інше. Загальний баланс активної потужності будується на відповідності потужності, що споживається з мережі, витратам на тепловиділення та рух.

Уявна частина другого доданка рівняння (2.49) являє собою реактивну потужність. Потужністю енергії електричних зарядів у зазначених електромагнітних системах нехтується, зважаючи на її мізерність.

Іншою можливістю визначення комплексної потужності системи є знаходження спочатку напруги у відповідності з рівнянням (2.41) (при заданому струмі) або струму (при заданій напрузі) для i -ї котушки, а вже потім обчислення потужності у відповідності із загальновідомим виразом

$$\tilde{S} = \sum_{i=1}^n \left(\frac{1}{2} \dot{U}_i \dot{I}_i^* \right). \quad (2.50)$$

2.3.2 Рівняння гідродинаміки

Основні параметри гідродинаміки. Важливим безрозмірним числом в гідродинаміці є *число Маха* [83], яке визначається як

$$\text{Ma} = \frac{|\mathbf{u}|}{a}, \quad (2.51)$$

де $\mathbf{u}$ – локальна швидкість рідини, a – швидкість звуку.

Потік рідини вважається нестискувальним, якщо $\text{Ma}^2 \ll 1$. На практиці число Маха не повинно бути дуже маленьким щоб вважати рух нестискувальним. Коли $\text{Ma} \leq 0,2$, густина рідини змінюється всього на декілька відсотків, не вносячи при цьому значну похибку в розрахунок. При перемішуванні рідкого металу максимальні локальні швидкості становлять близько 2 м/с. Зважаючи на те, що в

більшості металів швидкість звуку становить близько 3000 – 6000 м/с, рух рідкого металу при електромагнітному перемішуванні можна вважати нестискувальним.

Фундаментальною характеристикою при аналізі руху рідини є *число Рейнольдса* [84]:

$$Re = \frac{\rho UL}{\eta}, \quad (2.52)$$

де U – характерний масштаб швидкості, L – характерна довжина.

Число Рейнольдса відображає співвідношення між силами інерції та в'язкості. При малих числах Рейнольдса сили в'язкості домінують та демпфують всі збурення, що призводить до ламінарного руху. Якщо число Рейнольдса є досить великим, виникає стан хаотичного руху рідини, що називається турбулентністю. Рідкі метали навіть при незначному русі характеризуються числами Рейнольдса в діапазоні $3 \cdot 10^3 \leq Re \leq 1 \cdot 10^6$ [85], що вказує на необхідність розглядати їх як потоки з розвиненою турбулентністю.

Для характеристики взаємодії поля, що індукується за рахунок руху розплавленого металу, з полем електромагнітної системи використовується магнітне число Рейнольдса Re_m [84]:

$$Re_m = \mu \sigma LU, \quad (2.53)$$

де L – характерна довжина, U – характерний масштаб швидкості, μ_0 – магнітна проникність вакууму, μ_r – відносна магнітна проникність.

Проте для досліджуваної системи "індуктор – рідкий метал" складно робити висновки про вплив індукованого за рахунок руху розплавленого металу поля на основі аналізу магнітного числа Рейнольдса, так як на різних частотах струму живлення електромагнітної системи перемішування цей вплив буде різним, чого не відображає даний показник. Тому в цій роботі були проведені розрахункові дослідження впливу складової $\mathbf{u} \times \mathbf{B}$ в рівнянні (2.22) для різних частот струму живлення (0,1 ... 200 Гц). Результати показали, що для частот $\nu \geq 20$ Гц вплив індукованого за рахунок руху розплавленого металу поля на середню швидкість в об'ємі розплаву є незначним та не перевищує 3%.

Існують також і інші важливі показники в гідродинаміці, такі як число Гартмана, яке показує співвідношення електромагнітних сил та сил інерції, число Релея, яке показує співвідношення підймальних та в'язких сил та ін. [86]. Проте вони не становлять практичного інтересу в даній роботі.

Рівняння Нав'є – Стокса. Основними рівняннями, що описують рух рідини та пов'язують між собою основні фізичні величини, є рівняння Нав'є-Стокса:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{u}) = 0, \quad (2.54)$$

$$\frac{\partial (\rho \mathbf{u})}{\partial t} + \rho (\mathbf{u} \cdot \nabla) \mathbf{u} = -\nabla p + \nabla \cdot \left(\mu (\nabla \mathbf{u} + (\nabla \mathbf{u})^T) - \frac{2}{3} \mu (\nabla \cdot \mathbf{u}) \mathbf{I} \right) + \mathbf{f}, \quad (2.55)$$

де ρ – густина рідини, $\mathbf{u}$ – швидкість рідини, p – тиск, μ – коефіцієнт динамічної в'язкості, $\mathbf{f}$ – сили Лоренца та гравітаційні сили, $\mathbf{I}$ – одинична матриця.

Рівняння (2.54) є рівнянням неперервності та являє собою закон збереження маси в певному об'ємі. Рівняння (2.55) являє собою закон збереження імпульсу. Рівняння (2.54 – 2.55) є придатними для дослідження гідродинамічних процесів, для яких густина рідини є функцією як від тиску, так і від температури. Ці ж самі рівняння можна застосовувати для слабкостискувального руху з відмінністю лише в тому, що густина обраховується при відносному тискові. Коли з певними припущеннями (нестискувальний рух, відсутність термогравітаційної конвекції) густину рідини можна розглядати як сталу величину, то рівняння (2.54 – 2.55) спрощуються до наступного вигляду:

$$\rho \nabla \cdot \mathbf{u} = 0, \quad (2.56)$$

$$\rho \frac{\partial \mathbf{u}}{\partial t} + \rho (\mathbf{u} \cdot \nabla) \mathbf{u} = -\nabla p + \nabla \cdot \mu (\nabla \mathbf{u} + (\nabla \mathbf{u})^T) + \mathbf{f}. \quad (2.57)$$

Теоретично ці рівняння є придатними для опису як ламінарних, так і турбулентних потоків. Проте на практиці моделювання турбулентного руху з використанням цієї системи рівнянь не є доцільним з огляду на необхідність досить детальної дискретизації розрахункової області. Тому при розрахунку турбулентних течій загальною практикою є використання певної емпіричної моделі турбулентності, яка доповнює основні рівняння гідродинаміки [87]. Огляд моделей турбулентності та зазначення області їхнього застосування буде проведено далі.

Турбулентність потоку. Турбулентність – це властивість потоку рідини, що характеризується наявністю локальних завихрень та флуктуацій за величиною значно меншого масштабу (малий масштаб гідродинамічних збурень), ніж основний струмінь, в якому вони виникають (великий масштаб). Можливість ізотермічного потоку ставати турбулентним характеризується числом Рейнольдса (2.52). Потоки з великими числами Рейнольдса як правило є турбулентними.

Як уже зазначалося, рівняння Нав'є-Стокса можуть бути використані для моделювання турбулентного руху рідини прямо в такому вигляді, як є, проте для цього необхідна досить детальна дискретизація розрахункової області для охоплення всіх масштабів потоку. Інший підхід – це розділити характеристики потоку (як наприклад швидкість, тиск, густина) на складові усереднених значень $\bar{\phi}$ та хаотичних пульсацій ϕ :

$$\phi = \bar{\phi} + \phi, \quad (2.58)$$

де ϕ – будь яка скалярна величина потоку. І хоча при цьому в рівняннях з'являються додаткові невідомі, проте це має переваги в розрахунковому плані в порівнянні з варіантом моделювання турбулентного руху для всіх масштабів потоку. В якості ілюстрації на рис. 2.1 [88] представлена локальна миттєва швидкість турбулентного потоку на деякому проміжку часу з явно вираженими хаотичними пульсаціями та її усереднена по часу величина, де

$$u(t) = \bar{u}(t) + u(t), \quad \bar{u}(t) = \frac{1}{T} \int_{t-\frac{T}{2}}^{t+\frac{T}{2}} u(t) dt, \quad t_1 < T < t_2 \quad (2.59 - 2.61)$$

Розклавши швидкість на запропоновані вище складові, отримаємо модель усереднених Рейнольдсом рівнянь Нав'є-Стокса, яка є добре апробованою та найбільш поширеною моделлю в інженерних та наукових розрахунках та має наступний вигляд [87]:

$$\rho \nabla \cdot \bar{\mathbf{u}} = 0, \quad (2.62)$$

$$\rho \frac{\partial \bar{\mathbf{u}}}{\partial t} + \rho (\bar{\mathbf{u}} \cdot \nabla) \bar{\mathbf{u}} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{u} \otimes \mathbf{u}) = -\nabla \bar{p} + \nabla \cdot \mu \left(\nabla \bar{\mathbf{u}} + (\nabla \bar{\mathbf{u}})^T \right) + \mathbf{f}, \quad (2.63)$$

де $\otimes$ – тензорний добуток. В порівнянні з рівнянням (2.57) в лівій частині рівняння (2.63) присутня додаткова складова, що називається Рейнольдсовим тензором напруженостей. Це означає, що для того, щоб отримати інформацію про усереднені характеристики потоку, потрібна також інформація і про пульсуючі хаотичні складові потоку. Тензор Рейнольдсових напруженостей характеризує перенесення імпульсу за рахунок пульсацій швидкості та містить шість невідомих компонент.

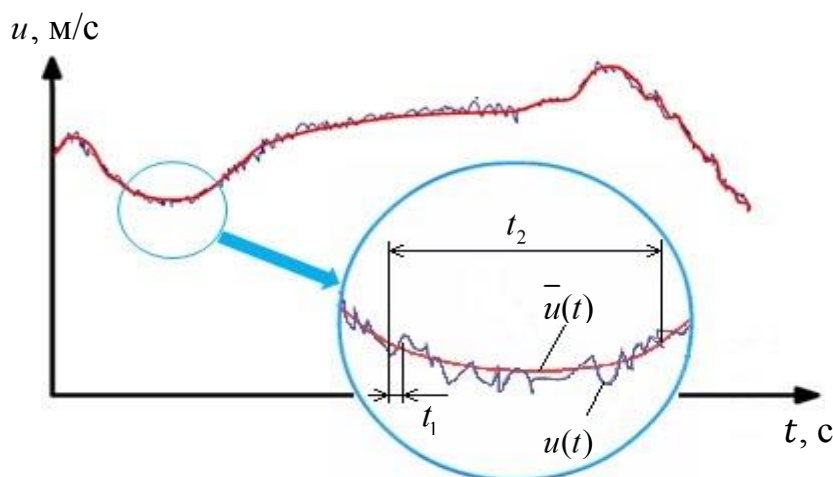


Рис. 2.1 Реальна миттєва локальна швидкість турбулентного потоку та її усереднена за певний проміжок часу t_2 величина

Для замикання рівнянь Рейнольдса потрібно встановити зв'язок між тензором Рейнольдсових напруженостей та параметрами усередненої течії, тобто використати модель турбулентності. Найпростіший підхід для вирішення цієї проблеми – гіпотеза Буссінеска, відповідно до якої компоненти тензора напруженостей прямо пропорційні градієнту усередненої швидкості [87]:

$$\rho \mathbf{u} \otimes \mathbf{u} = \frac{2}{3} \rho k + \mu_T \left(\nabla \bar{\mathbf{u}} + (\nabla \bar{\mathbf{u}})^T \right), \quad (2.64)$$

де μ_T – турбулентна в'язкість, k – кінетична енергія турбулентності. Моделі, що ґрунтуються на даній гіпотезі, називаються моделями турбулентної в'язкості.

Отже, проблема моделювання турбулентного руху – це проблема знаходження Рейнольдсових напруженостей в термінах відомих величин [89]. Для k - ϵ моделі, наприклад, цими величинами є k та ϵ , де ϵ – швидкість дисипації турбулентної кінетичної енергії.

Моделі турбулентності. Існує близько 200 моделей турбулентності [86, 89], які відрізняються між собою способом опису руху біля стінок, кількістю додаткових змінних та тим, що ці змінні відображають. Класифікувати їх можна за кількістю диференціальних рівнянь, які доповнюють усереднені Рейнольдсом рівняння Нав'є-Стокса:

1. Алгебраїчні моделі (нуль диференціальних рівнянь):

Mixing Length, Cebeci-Smith, Baldwin-Lomax та ін.

2. Моделі одного рівняння:

Baldwin-Barth, Spalart-Allmaras, k -model та ін.

3. Моделі двох рівнянь:

k - ϵ , Low Reynolds Number k - ϵ , k - ω , k - τ , k - L , SST та ін.

4. Моделі трьох рівнянь: k - ϵ - A .

5. Моделі чотирьох рівнянь: v^2 - f .

За способом опису руху потоку біля стінок моделі турбулентності також поділяються на:

1. Моделі, що використовують пристінкові функції: k - ω , k - ϵ .

2. Низько-Рейнольдсові моделі без пристінкових функцій:

Spalart-Allmaras, Low Reynolds Number k - ϵ , SST.

В цій роботі розглядається рух рідкого металу в досить великому об'ємі (наприклад, $3 \text{ м} \times 2 \text{ м} \times 0,5 \text{ м}$), тому уточнення характеристик руху в пристінкових зонах не вносить суттєвого впливу на загальну картину поля швидкостей. Враховуючи, що k - ϵ модель має порівняно високу швидкість збіжності та низькі вимоги до об'єму оперативної пам'яті, це дозволяє обрати k - ϵ модель турбулентності як основну модель, що використовується для дослідження ефективності електромагнітного перемішування рідкого металу.

k - ϵ модель турбулентності вирішує для двох змінних: k – турбулентної кінетичної енергії; та ϵ – швидкості розсіювання турбулентної кінетичної енергії. В цій моделі використовуються пристінкові функції, потік в ламінарній та перехідній підобластях не моделюється, а розраховується аналітично. Турбулентна в'язкість в ній виражається як:

$$\mu_T = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon}. \quad (2.65)$$

Диференціальне рівняння з частинними похідними першого порядку для k має наступний вигляд:

$$\rho \frac{\partial k}{\partial t} + \rho \mathbf{u} \cdot \nabla k = \nabla \cdot \left(\left(\mu + \frac{\mu_T}{\sigma_k} \right) \nabla k \right) + P_k - \rho \varepsilon. \quad (2.66)$$

Складова P_k розраховується наступним чином:

$$P_k = \mu_T \left(\nabla \cdot \mathbf{u} : \left(\nabla \cdot \mathbf{u} + (\nabla \cdot \mathbf{u})^T \right) - \frac{2}{3} (\nabla \cdot \mathbf{u})^2 \right) - \frac{2}{3} \rho k \nabla \cdot \mathbf{u}. \quad (2.67)$$

Диференціальне рівняння з частинними похідними першого порядку для ε записується як:

$$\rho \frac{\partial \varepsilon}{\partial t} + \rho \mathbf{u} \cdot \nabla \varepsilon = \nabla \cdot \left(\left(\mu + \frac{\mu_T}{\sigma_\varepsilon} \right) \nabla \varepsilon \right) + C_{\varepsilon 1} \frac{\varepsilon}{k} P_k - C_{\varepsilon 2} \rho \frac{\varepsilon^2}{k}. \quad (2.68)$$

Константи, що використовуються в рівняннях (2.65 – 2.68), представлені в табл. 2.1.

Таблиця 2.1

Модельні константи k - ε моделі турбулентності

Константа	C_μ	$C_{\varepsilon 1}$	$C_{\varepsilon 2}$	σ_k	σ_ε
Значення	0,09	1,44	1,92	1,00	1,30

Закон стінки та пристінкові функції в гідродинаміці. Важливим моментом при моделюванні турбулентного руху є опис гідродинамічних процесів в пристінковому шарі. Турбулентний потік в пристінковому шарі може бути розділений на чотири підобласті, як показано на рис. 2.2 [90, 91], якими є в'язка/ламінарна підобласть, перехідна зона, зона логарифмічного розподілу швидкості, зона вільного потоку.

Як бачимо, в'язка підобласть (ламінарна підобласть) та перехідна зона є значно меншими за логарифмічну зону. Сумарна їх товщина є приблизно в 100 разів меншою, ніж товщина логарифмічної зони, що значно ускладнює моделювання потоку в пристінкових підобластях.

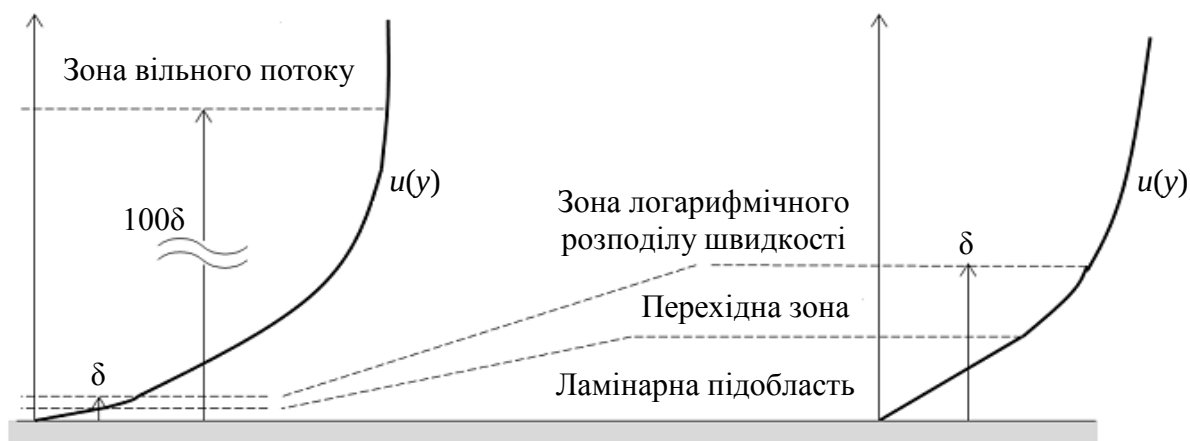


Рис. 2.2 Чотири зони турбулентного потоку біля стінки

Закон стінки в гідродинаміці стверджує, що для турбулентного потоку середня паралельна до стінки компонента швидкості в певній точці є пропорційною логарифму відстані від цієї точки до стінки. Це є прийнятне рішення для потоків з великим числом Рейнольдса, проте це припущення не діє у в'язкому пристінковому шарі в безпосередній близькості до стінки, як показано на рис. 2.3 [92, 93].

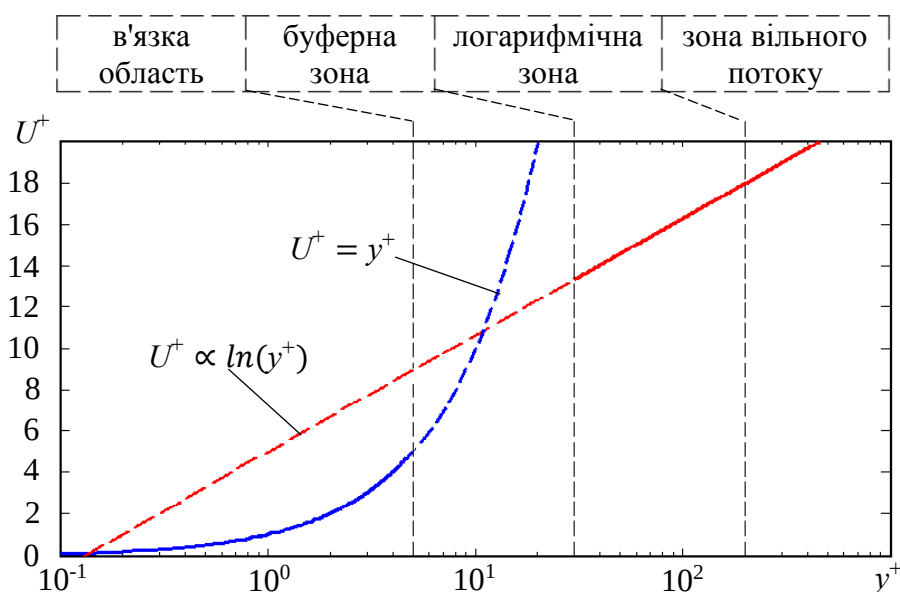


Рис. 2.3 Розподіл швидкості біля стінки при турбулентному русі

При розрахунку гідродинамічних потоків не завжди є можливим або доцільним явно моделювати в'язку пристінкову зону, так як навіть зона логарифмічного закону вимагає досить детальної дискретизації, не говорячи вже про значно тоншу в'язку зону, товщини яких співвідносяться приблизно як 1/100. Тому замість прямого чисельного розрахунку часто використовують підхід, при

якому рух рідини в тонких пристінкових шарах не вирішується чисельно, а апроксимується аналітично за допомогою пристінкових функцій. Це є дуже ефективний та корисний підхід в багатьох інженерних та наукових розрахунках, який реалізовано в k - ϵ моделі турбулентності, що дозволяє зменшити загальну кількість розрахункових вузлів сітки та їх густину біля стінок.

2.3.3 Рівняння теплопередачі

Нехтуючи тепловиділеннями за рахунок виконаної роботи при зміні тиску та за рахунок в'язкого тертя рівняння теплопередачі для рідкого середовища при його турбулентному русі записується наступним чином:

$$\rho C_p \left(\frac{\partial T}{\partial t} + (\mathbf{u} \cdot \nabla) T \right) + \nabla \cdot (-\lambda_{eff} \cdot \nabla T) = Q, \quad (2.69)$$

де ρ – густина, C_p – питома теплоємність, T – температура, t – час, $\mathbf{u}$ – швидкість, λ_{eff} – ефективний коефіцієнт теплопровідності, Q – внутрішні джерела тепла.

Шляхом уведення в рівняння (2.69) коефіцієнта λ_{eff} враховується додатковий механізм теплопередачі, що пов'язаний з турбулентними пульсаціями. Даний коефіцієнт розраховується наступним чином:

$$\lambda_{eff} = \lambda + \lambda_T, \quad (2.70)$$

де λ та λ_T – коефіцієнти молекулярної та турбулентної теплопровідностей відповідно.

Для дослідження теплопередачі в твердих тілах рівняння (2.69) спрощується:

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} + \nabla \cdot (-k \cdot \nabla T) = Q. \quad (2.71)$$

Турбулентна теплопровідність. Турбулентна теплопровідність, яка присутня в рівнянні теплопередачі як λ_T , в найпростішому випадку обчислюється як

$$\lambda_T = \frac{C_p \cdot \mu_T}{Pr_T}, \quad (2.72)$$

де Pr_T – турбулентне число Прандтля, яке в багатьох випадках приймається константою. Проте для більш точного розрахунку турбулентної теплопровідності число Pr_T може обраховуватися за допомогою спеціальних моделей.

Досить непоганою апроксимацією для більшості турбулентних потоків є модель Кейса-Кроуфорда [94]:

$$Pr_T = \left(\frac{1}{2 \cdot Pr_{T\infty}} + \frac{0,3}{\sqrt{Pr_{T\infty}}} \cdot \frac{C_p \cdot \mu_T}{\lambda} - \left(0,3 \frac{C_p \cdot \mu_T}{\lambda} \right)^2 \cdot \left(1 - e^{-\frac{\lambda}{0,3 \cdot C_p \cdot \mu_T \cdot \sqrt{Pr_{T\infty}}}} \right) \right)^{-1}, \quad (2.73)$$

де турбулентне число Прандтля в нескінченності $Pr_{T\infty} = 0,85$. Проте в роботі [95] відзначається погана узгодженість результатів моделювання з реальними фізичними процесами при розгляді рідких металів. Для кращого опису турбулентної теплопровідності рідких металів в роботі [96] було запропоновано розширити рівняння (2.73) шляхом представлення $Pr_{T\infty}$, як

$$Pr_{T\infty} = 0,85 + \frac{100 \cdot \lambda}{C_p \cdot \mu \cdot Re_{\infty}^{0,888}}, \quad (2.74)$$

де число Рейнольдса в нескінченності Re_{∞} може бути константою або функцією від поля потоку. Дана модель називається розширеною моделлю Кейса-Кроуфорда і є придатною для моделювання турбулентної теплопровідності рідких металів.

Тепловіддача до стінки при використанні пристінкових функцій. Коли рух рідкого металу моделюється з використанням k - ϵ моделі турбулентності, то область біля стінки чисельно не розраховується, а вважається, що там присутній теоретичний розрив, який для теплової задачі явно не відтворюється. Тому тепловий потік в пристінковій області q_{wf} між рідиною з температурою T_f та стінкою з температурою T_w описується наступним чином:

$$q_{wf} = \frac{\rho \cdot C_p \cdot u^* \cdot (T_w - T_f)}{T^+}, \quad (2.75)$$

де ρ – густина рідини, C_p – теплоємність рідини, u^* – швидкість зсуву, T^+ є безрозмірною температурою та обраховується виходячи з наступних формул [97]:

$$T^+ = \begin{cases} (\text{Pr} \cdot \delta_w^+) \cdot (\delta_w^+ < \delta_{w1}^+) \\ \left(15 \cdot \text{Pr}^{\frac{2}{3}} - \frac{500}{\delta_w^{+2}}\right) \cdot (\delta_{w1}^+ \leq \delta_w^+) \cdot (\delta_w^+ < \delta_{w2}^+), \\ \left(\frac{\text{Pr}_T}{\kappa} \cdot \ln(\delta_w^+) + \beta\right) \cdot (\delta_{w2}^+ \leq \delta_w^+) \end{cases} \quad (2.76)$$

$$\delta_w^+ = \frac{\delta_w \cdot \rho \cdot \sqrt{C_\mu^{1/2} \cdot k}}{\mu}, \quad \delta_{w1}^+ = \frac{10}{\text{Pr}^{1/3}}, \quad \delta_{w2}^+ = 10 \cdot \sqrt{10 \cdot \frac{\kappa}{\text{Pr}_T}}, \quad (2.77 - 2.79)$$

$$\beta = 15 \cdot \text{Pr}^{2/3} - \frac{\text{Pr}_T}{2 \cdot \kappa} \cdot \left(1 + \ln\left(1000 \frac{\kappa}{\text{Pr}_T}\right)\right), \quad (2.80)$$

$$\text{Pr} = \frac{C_p \cdot \mu}{\lambda}, \quad (2.81)$$

де Pr – число Прандтля, Pr_T – турбулентне число Прандтля, κ – стала Кармана, δ_w – відстань між рідиною та стінкою.

2.4 Особливості мультифізичного моделювання систем електромагнітного перемішування рідкого металу

Представлені вище моделі описують фізичні процеси (поля) різної природи, які одночасно протікають у плавильному агрегаті (печі) з електромагнітним перемішуванням рідкого металу. Процеси різної фізичної природи, що одночасно протікають в одній системі (пристрої) і визначають її функціонування, в останній час прийнято називати мультифізичними. Сукупність різнорідних взаємопов'язаних між собою окремих задач являє собою мультифізичну задачу, ефективним методом розв'язання якої є комп'ютерне моделювання з використанням розроблених пакетних програм, наприклад, програмного середовища Comsol Multiphysics [74, 75].

Мультифізичні задачі з точки зору характеру зв'язку між різними фізичними процесами в рамках однієї задачі можуть бути класифіковані як слабкозв'язані або сильнозв'язані. Для слабкозв'язаних процесів зворотній зв'язок між процесами є

слабковиявленням. Задачі з такими процесами можуть розв'язуватися послідовно. У випадку сильнозв'язаних процесів необхідно одночасно розв'язувати задачі для всіх фізичних процесів. В окремих випадках з метою скорочення обчислюваних затрат доцільно використати багаторазовий ітераційний процес, виконуючи послідовне рішення окремих задач [98].

У випадку дослідження електромагнітного перемішування рідкого металу сильний зв'язок може бути між електромагнітними і гідродинамічними процесами. В рівняння для електромагнітного поля (2.29 – 2.30) входить складова поля $(\sigma + i \cdot \omega \cdot \varepsilon) \cdot \mathbf{u} \times (\nabla \times \dot{\mathbf{A}})$, яка виникає за рахунок руху рідкого металу. У випадку, коли вона набагато менша інших складових, нею можна знехтувати, і тоді розв'язувати електромагнітну і гідродинамічну задачі можна послідовно – спочатку розв'язується електромагнітна задача, а потім гідродинамічна. Таку постановку інколи називають безіндукційним наближенням. В іншому випадку, коли вклад індукованого поля є суттєвим, обидві задачі розв'язуються спільно і таку постановку називають магнітогідродинамічною.

2.5 Розрахункова модель електромагнітних систем перемішування

Спрощення та припущення. З урахуванням обмежених обчислювальних можливостей сучасної комп'ютерної техніки моделювання зазначених електромагнітних систем (особливо в 3D постановці) можливе тільки за прийняття відповідних припущень. В першу чергу це стосується спрощеного представлення гетерогенних структур, якими є шихтовані магнітопроводи та багатовиткові котушки.

Шихтовані магнітопроводи (осердя) в нашому випадку моделювалися неелектропровідним середовищем з постійною магнітною проникністю. Втратами на гістерезис і вихрові струми нехтувалося (вони можуть бути враховані окремо у відповідності з відомими емпіричними виразами).

Реальна неоднорідна структура котушок, що містить електропровідні (провідники) та неелектропровідні (каркас котушки, ізоляція, повітря) елементи,

представлялася однорідним непровідним середовищем з рівномірно розподіленою заданою густиною струму

$$\dot{j}_e = \dot{I} \cdot w / S, \quad (2.82)$$

де $\dot{I}$ – струм в котушці, w і S – відповідно кількість витків і площа поперечного перерізу котушки. При такому представленні в об'ємі котушки не враховуються джоулеві тепловиділення, втрачається реальний розподіл скалярного електричного потенціалу, нехтується екрануванням магнітного потоку та наведенням вихрових струмів в провідниках. Однак зберігається головне – загальна локалізація розподілу електричних струмів, що збуджують магнітне поле.

Приймалося, що фізичні характеристики рідкого металу не залежать від температури. Це в свою чергу дозволяє розглядати електромагнітну, гідродинамічну та теплову задачі як слабкозв'язані [75], тобто з одностороннім зв'язком, та вирішувати їх послідовно, окремо одна від одної.

Відповідно до рівняння (2.51) число Маха при перемішуванні рідкого алюмінію індукційним способом $Ma < 0,3$, а тому в даному випадку рідину можна вважати слабкостискувальною і рівняння Нав'є-Стокса (2.54 – 2.55) спрощуються до рівнянь для слабкостискувального руху. Це означає, що зміна густини рідини не залежить від зміни тиску. В той же час густина все ще може залежати від температури, що є необхідною умовою для дослідження термогравітаційного руху. Коли з певними припущеннями термогравітаційною конвекцією можна знехтувати, то густину рідини можна вважати константою і розрахункові рівняння спрощують до рівнянь для нестискувального руху (2.56 – 2.57).

При розрахунку гідродинамічної задачі шорсткістю стінок нехтувалося. Не враховувався меніск на верхній (вільній) поверхні рідкого металу, тобто ця поверхня вважалася плоскою.

При розрахунку теплової та гідродинамічної задач термогравітаційний рух рідини не враховувався з огляду на наявність лише поверхневого нагрівання, а внесок індукційного нагрівання був відносно малим. Вважалося, що фазові переходи в рідкому металі не відбуваються.

Початкові та граничні умови. В більшості випадків існує нескінченна кількість функцій, які задовольняють рішення представлених вище диференціальних рівнянь, що описують електромагнітні, гідродинамічні та теплові процеси при електромагнітному перемішуванні. Тому для знаходження унікального рішення, яке відповідає реальному фізичному процесу чи явищу, необхідно також накласти певні обмеження, якими є граничні та початкові умови. Задача знаходження рішення, яке також задовольняє певні граничні та початкові умови, як відомо, називається крайовою задачею.

Є декілька можливих варіантів накладення обмежень на границях розрахункової області, основні серед яких – це гранична умова Діріхле (2.83) (гранична умова першого роду) та гранична умова Неймана (2.84) (гранична умова другого роду):

$$y = f, \quad \frac{\partial y}{\partial n} = f, \quad (2.83 - 2.84)$$

де y – невідома функція на границі розрахункової області; f – відома скалярна функція; $\partial/\partial n$ – похідна функції по нормалі до поверхні. Всі інші граничні умови, серед яких, наприклад, гранична умова Коші та гранична умова Робіна, є різними типами або комбінаціями вищевказаних основних граничних умов.

При розв'язанні електромагнітної задачі в роботі використовувалися граничні умови електричної (2.85) та магнітної (2.86) ізоляції:

$$\mathbf{n} \cdot \mathbf{J} = 0, \quad \mathbf{n} \times \mathbf{A} = 0. \quad (2.85 - 2.86)$$

Вони означають, що нормальна компонента густини струму та тангенціальна компонента векторного магнітного потенціалу є відсутніми на зовнішніх границях розрахункової області. Дані граничні умови являють собою граничні умови Діріхле (граничні умови першого роду).

Для зменшення розміру моделі і, цим самим, мінімізації розрахункових ресурсів та витраченого на моделювання часу, існує можливість застосовувати граничні умови симетрії, якщо цього дозволяє геометрія розрахункової області. Цими умовами є представлені вище граничні умови магнітної ізоляції (2.86) та ідеального магнітного провідника (2.85), які проілюстровані на рис. 2.4 [99].

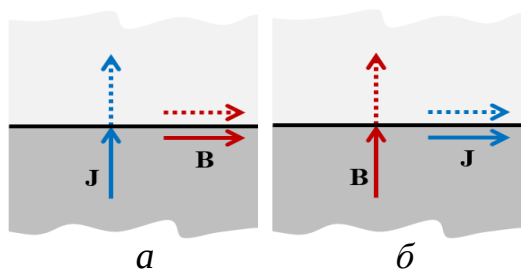


Рис. 2.4. Граничні умови магнітна ізоляція (а) та ідеальний магнітний провідник (б)

Гранична умова магнітної ізоляції застосовується, наприклад, коли площина симетрії розрізає котушку з заданою густиною струму навпіл, перпендикулярно до вектора густини струму в ній. При цьому на цій границі існує тільки нормальна компонента густини струму та тангенціальна

компонента густини магнітного потоку.

При застосуванні граничної умови ідеального магнітного провідника мається на увазі, наприклад, що площина симетрії розрізає котушку з заданою густиною струму навпіл, паралельно до вектору густини струму в ній. В даному випадку, на відміну від попереднього, присутні уже тільки тангенціальна компонента вектора густини струму та нормальна компонента густини магнітного потоку (індукції).

Іншою важливою граничною умовою для забезпечення симетрії є умова:

$$\int_s -\mathbf{n} \cdot \mathbf{J} ds = I_0. \quad (2.87)$$

При рішенні гідродинамічної задачі використовувалися гранична умова відсутності проникнення потоку (2.88) та гранична умова напруженості зсуву (2.89):

$$\mathbf{u} \cdot \mathbf{n} = 0, \quad (2.88)$$

$$\left((\mu + \mu_T) \cdot (\nabla \mathbf{u} + (\nabla \mathbf{u})^T) \right) \cdot \mathbf{n} = -\rho \cdot u_\tau \cdot \frac{\mathbf{u}_{tang}}{u^+}, \quad (2.89)$$

$$\mathbf{u}_{tang} = \mathbf{u} - (\mathbf{u} \cdot \mathbf{n}) \cdot \mathbf{n}, \quad (2.90)$$

$$u_\tau = \max \left(\frac{|\mathbf{u}|}{\frac{1}{\kappa_v} \ln(\delta_w^+) + B}, C_\mu^{1/4} \cdot \sqrt{k} \right), \quad (2.91)$$

$$\delta_w^+ = \frac{\rho \cdot u_\tau \cdot \delta_w}{\mu}. \quad (2.92)$$

В наведених вище рівняннях u_τ — швидкість тертя, яка приймається 11,06, B — константа, яка дорівнює 5,2.

Гранична умова Неймана для турбулентної кінетичної енергії k та гранична умова для ε записуються наступним чином:

$$\mathbf{n} \cdot \nabla k = 0, \quad \varepsilon = \frac{C_{\mu}^{3/4} \cdot k^{3/2}}{\kappa_v \cdot \delta_w}. \quad (2.93 - 2.94)$$

Гранична умова конвективного теплового потоку використовувалася при дослідженні процесів теплопередачі:

$$q_0 = h \cdot (T_{ext} - T), \quad (2.95)$$

де q_0 – тепловий потік через зовнішню границю розрахункової області, h – коефіцієнт тепловіддачі, T_{ext} – температура навколишнього середовища, T – локальна температура на границі.

Розрахункова сітка (скін-шар, пристінковий шар). При розрахунку мультифізичної задачі в Comsol Multiphysics існує необхідність передачі певних даних від одного фізичного інтерфейсу до іншого. У випадку дослідження електромагнітного перемішування рідкого металу, результатом рішення електромагнітної задачі є розподіл об'ємних електромагнітних сил, які виступають в якості вхідних даних для рішення гідродинамічної задачі. В свою чергу на основі отриманого поля швидкостей розраховується задача теплопередачі. Зрозуміло, що навіть з прийнятим спрощенням про слабкий (односторонній) зв'язок досліджуваних задач, що дозволяє вирішувати їх послідовно, існують певні обмеження при генерації розрахункової сітки, яка повинна бути ідентичною для кожного з досліджуваних процесів.

Для коректної побудови розрахункової сітки, яка буде забезпечувати отримання рішення з необхідною точністю, необхідно правильно врахувати особливості всіх досліджуваних процесів. Основними показниками, на які варто звернути увагу, є глибина скін-шару для електромагнітної задачі та товщина в'язкої області в пристінковій зоні для гідродинамічної задачі.

Глибина скін-шару – це область біля поверхні електропровідного матеріалу, в якій знаходиться близько 63% струму (відстань від поверхні провідника, на якій густина струму спадає в $1/e$ разів відносно максимального значення на поверхні),

що протікає в ньому. Глибину скін-шару для різних середовищ нескладно оцінити ще на етапі побудови розрахункової моделі. Загальна формула для визначення глибини скін-шару δ виглядає як [100]:

$$\delta = \sqrt{\frac{2}{\omega \cdot \mu \cdot \sigma}} \cdot \sqrt{\sqrt{1 + (\rho \cdot \omega \cdot \varepsilon)^2} + \rho \cdot \omega \cdot \varepsilon}, \quad (2.96)$$

де ρ – питомий опір, ω – кутова частота, μ – абсолютна магнітна проникність середовища, ε – абсолютна діелектрична проникність середовища. Для частот значно менших ніж $1/(\rho \cdot \varepsilon)$ формула (2.96) спрощується до вигляду $\delta = \sqrt{\frac{2}{\omega \cdot \mu \cdot \sigma}}$.

Оцінивши глибину скін-шару для електропровідних областей можна визначити рівень дискретизації в кожній з них, який також буде залежати від місця протікання вихрових струмів, бажаної точності розрахунку та вибору апроксимуючої функції скінченного елемента.

В даній роботі при моделюванні електромагнітної задачі використовувалися скінченні елементи другого порядку, що дозволяє досягти бажаної точності розрахунку та достовірно відтворити електромагнітні процеси в області скін-шару навіть коли розміри скінченного елемента є співрозмірними з товщиною скін-шару.

Як уже було сказано, моделювання гідродинамічної задачі відбувається з використанням пристінкових функцій. Це означає, що безрозмірна відстань до стінки y^+ повинна знаходитися в певному діапазоні. Ідеальним випадком є той, коли значення $y^+ \approx 11,06$. Зрозуміло, що забезпечити це практично неможливо, тому потрібно намагатися контролювати дотримання цієї умови на максимально великій площі поверхонь стінок. Інша складність полягає у тому, що безрозмірна відстань y^+ залежить від локальної швидкості, яка є наперед невідомою величиною. Тому загальною практикою є попередній оціночний розрахунок з послідовним уточненням розміру скінченних елементів біля стінок.

Приклад належної розрахункової сітки для рідкого металу в області біля індуктора з урахуванням вищевказаних особливостей фізичних процесів представлено на рис. 2.5.

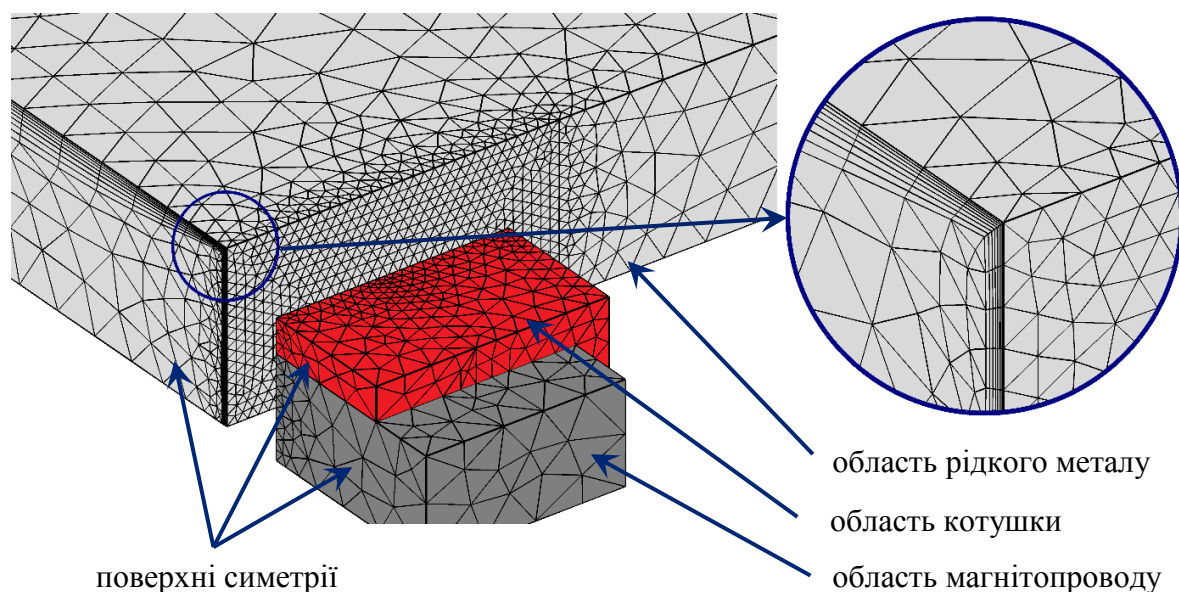


Рис. 2.5 Розрахункова сітка в області біля індуктора

2.6 Висновки до розділу 2

1. Електромагнітне перемішування рідкого металу при його плавленні в технологічному агрегаті є складним фізичним процесом з точки зору дослідження його ефективності. В першу чергу це стосується суттєво тривимірного характеру створеного індуктором електромагнітного поля. З іншого боку, наявність електропровідного рідкого середовища не дозволяє в повній мірі оцінити ефективність роботи системи електромагнітного перемішування тільки на основі аналізу результатів електромагнітного розрахунку. Тому досліджувана електромагнітна система потребує комплексного аналізу, який повинен бути проведений на основі декількох критеріїв. Так як основними фізичними процесами, що протікають в таких системах, є електромагнітні, гідродинамічні та теплові процеси, основними критеріями ефективності можуть виступати інтегральні електромагнітні сили, що діють на метал, середня швидкість руху розплаву, різниця максимального та мінімального (або середнього) значень температури. Зрозуміло, що для визначення таких критеріїв повинні бути розв'язані електромагнітна, гідродинамічна та теплова задачі.

2. Критичний аналіз існуючих методів дослідження показав, що аналітичний розрахунок електромагнітного перемішування рідкого металу не є доцільним (або

навіть і не можливим) з огляду на необхідність значних спрощень, наявності складної геометрії та середовищ з різними фізичними характеристиками об'єкта дослідження. Складність експериментального дослідження на зменшених (фізичних) моделях полягає в коректному та обґрунтованому виборі критеріїв подібності, які не завжди з достатньою точністю відображають реальний фізичний процес. Чинниками, що стримують проведення досліджень на реальних об'єктах, є дороговизна обладнання, великі праце- та ресурсоемності, значні затрати в часі.

З огляду на перераховане, найбільш оптимальне рішення – це використання чисельних методів математичного моделювання, що дозволяє позбутися більшості недоліків інших методів дослідження, знаходячись при цьому в допустимих межах похибки, яку, при наявності достатніх розрахункових ресурсів, можна зменшити до мінімуму.

3. Враховуючи зазначене, в роботі сформульовано математичну модель для чисельного дослідження фізичних процесів в системі електромагнітного перемішування рідкого металу в плавильних агрегатах. Модель складається із трьох задач – блоків диференціальних рівнянь, що описують електромагнітні, гідродинамічні і теплові процеси в такій системі.

Оскільки електромагнітні процеси змінюються за гармонічним законом з промисловою частотою, це дозволяє моделювати їх в частотній області (стаціонарний розрахунок відносно комплексних амплітуд незалежних змінних). В роботі електромагнітна задача представлена у вигляді системи інтегро-диференціальних рівнянь: диференціального рівняння відносно комплексних амплітуд векторного магнітного і скалярного електричного потенціалів з врахуванням швидкості руху рідкого металу та інтегрального рівняння балансу напруг для котушок системи. Така постановка дозволяє розв'язувати електромагнітну задачу як при заданих струмах, так і заданих напругах на котушках системи.

Гідродинамічна задача являє собою усереднену Рейнольдсом систему диференціальних рівнянь Нав'є-Стокса, яка описує турбулентну течію в'язкої рідини з використанням k - ϵ моделі турбулентності.

Для моделювання теплових процесів використано нестационарне рівняння теплопровідності з врахуванням усередненого руху рідкого металу та турбулентних пульсацій за рахунок введення коефіцієнта ефективної теплопровідності. Коефіцієнт турбулентної теплопровідності, який як окрема складова входить в цей коефіцієнт, визначено через турбулентне число Прандтля, значення якого приймається постійним, або розраховується у відповідності до моделі Кейса-Кроуфорда.

4. Розглянуто особливості мультифізичного моделювання систем електромагнітного перемішування рідкого металу. Визначено умови, за якими окремі фізичні процеси між собою є слабозв'язаними, що дозволяє розв'язувати зазначені задачі послідовно.

РОЗДІЛ 3

ВПЛИВ ОСНОВНИХ КОНСТРУКТИВНИХ ПАРАМЕТРІВ ТА ЧАСТОТИ СТРУМУ ЖИВЛЕННЯ НА ЕФЕКТИВНІСТЬ ПЕРЕМІШУВАННЯ ЕЛЕКТРОМАГНІТНИХ СИСТЕМ З ПОЧЕРГОВОЮ ДІЄЮ ПУЛЬСУЮЧОГО І БІЖУЧОГО МАГНІТНИХ ПОЛІВ

У першому розділі цієї роботи було показано, що реалізувати новий спосіб електромагнітного перемішування рідкого металу в плавильних агрегатах можна за допомогою так званих універсальних електромагнітних систем (індукторів), які за рахунок однофазного і багатofазного живлення створюють відповідно пульсуюче і біжуче магнітні поля. Проведені попередні розрахунки, а також аналіз фізичних процесів, що протікають в таких системах, показали, що основними (визначальними) параметрами, які головним чином впливають на ефективність електромагнітного перемішування рідкого металу в першу чергу є зазор між індуктором і металом δ , відстань між стрижнями (полюсне ділення) τ та кількість стрижнів (число полюсів) індуктора. Крім цього, на ефективність перемішування також значною мірою впливає частота струму живлення ν цих систем.

У цьому розділі на основі мультифізичного моделювання електромагнітних і гідродинамічних процесів в системі "універсальний індуктор – рідкий метал" буде визначено вплив зазначених параметрів на ефективність перемішування рідкого металу, визначено оптимальні конструктивні рішення універсальних індукторів, а також оптимальна (раціональна) частота струму їх живлення. Такі дослідження проводилися на основі проведення багатоваріантних розрахунків, а тому на цьому етапі з метою спрощення розрахунків вони виконувалися у двовимірній (2D) постановці, при заданих ампер-витках індуктора та за безіндукційного наближення.

Двовимірна постановка задачі відповідає процесу в нескінченно глибокій ванні, до бокової стінки якої прилаштовано нескінченно широкий індуктор. Вона є достатньо грубим припущенням як для електромагнітної, так і для гідродинамічної задачі, проте дозволяє у першому наближенні визначити основні закономірності електромагнітного перемішування рідкого металу в таких системах, виявити вплив

на інтенсивність його руху різних конструктивних факторів (форми осердя індуктора, відстані від індуктора до рідкого металу (зазору), розташування індуктора відносно ванни печі та ін.) і частоти живлення та порівняти їх між собою і з іншими електромагнітними перемішувачами. Визначивши таким чином оптимальні конструктивні рішення таких систем, в подальшому (уже на основі 3D моделювання) для них будуть розраховані електромагнітні та енергетичні параметри, більш точно встановлена ефективність їх перемішування. Результати такого дослідження будуть представлені в розд. 4.

3.1 Дослідження можливості реалізації перемішування рідкого металу в плавильних агрегатах за рахунок силової дії пульсуючого магнітного поля

Перш ніж досліджувати (моделювати) електромагнітні системи на основі універсальних індукторів, розглянемо можливість і особливості перемішування рідкого металу за допомогою систем (індукторів), що створюють пульсуюче магнітне поле за рахунок живлення їх однофазним струмом. Результати дослідження таких систем наведено в роботі [7]. В ній розглядаються системи, які представлено на рис. 3.1. Це – однострижневий індуктор (рис. 3.1 а), двострижневий індуктор з двома котушками (рис. 3.1 б) та тристрижневий індуктор з однією котушкою (рис. 3.1 в). Для порівняння в цій роботі також досліджувався трифазний лінійний однохвильовий індуктор біжучого магнітного поля з намотаними навколо ярма магнітопровода котушками (рис. 3.1 г).

Зазначені індуктори прилаштовувалися (стикувалися) до бокової стінки ванни відбивної печі, що плавить алюміній. Розміри ванни печі в плані (по рідкому металу) складають $(2 \times 3) \text{ м}^2$. Основні розміри індукторів наведено на рис. 3.1. Індуктори прилаштовувалися до більшої бокової стінки печі на відстані від рідкого металу $\delta = 0,1 \text{ м}$. Сумарні ампер-витки усіх котушок кожного індуктора склали 60 кА (амплітудне значення). Висота електромагнітної системи, включаючи висоту рідкого металу в печі, яка використовувалася для визначення інтегральних

параметрів системи (електромагнітної потужності, інтегральних сил, потужності тепловиділення в рідкому металі та ін.) прийнята рівною 0,5 м.

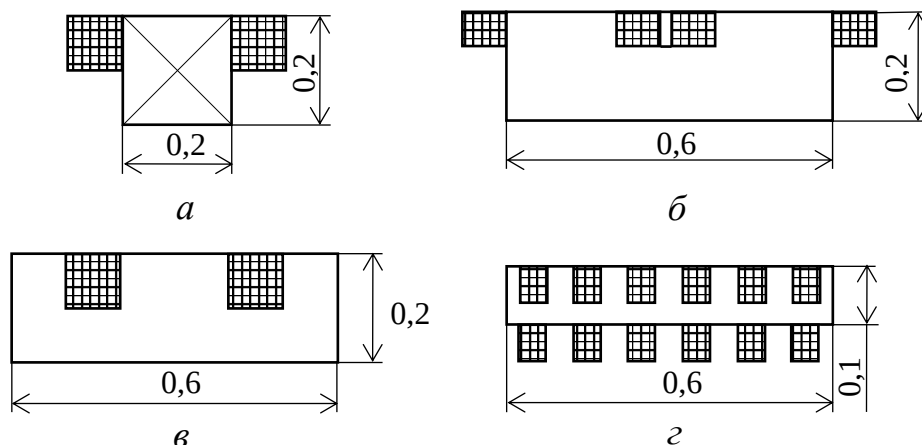


Рис. 3.1 Ескізи індукторів пульсуючого ($a - в$) і біжучого ($г$) магнітних полів

Для кожного індуктора проводилися розрахунки електромагнітного поля і гідродинаміки в системі "індуктор – рідкий метал". Частота струму живлення для всіх індукторів приймалася рівною 50 Гц. На рис. 3.2 наведено розрахункову область з результатами розрахунків для одного з індукторів, а саме, для тристрижневого індуктора з однією котушкою, розміщеною на середньому стрижні магнітопровода. Розрахункова область містить підобласті осердя (магнітопровода) Ω_1 , котушки індуктора Ω_2 та Ω_3 , повітряного середовища, що оточує індуктор, та футеровки бічної стінки Ω_4 , а також рідкого металу у ванні Ω_5 .

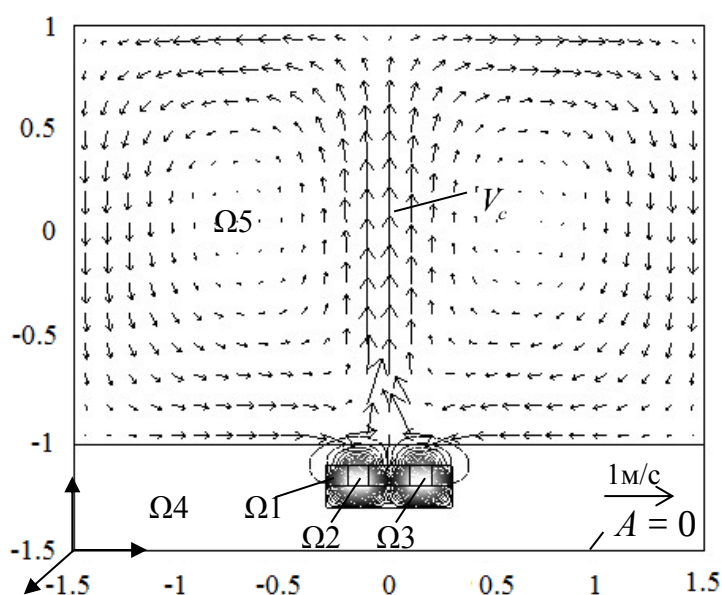


Рис. 3.2 Розрахункова область і результати 2D моделювання тристрижневого індуктора пульсуючого магнітного поля

Задача розрахунку електромагнітного поля вирішувалася в лінійній постановці. Магнітопровід вважався ненасиченим, магнітна проникність феромагнітного матеріалу приймалася сталою величиною. Реальна неоднорідна структура котушок приймалася однорідним непровідним середовищем з рівномірним розподілом заданої густини струму.

При такій постановці рівняння (2.14) для підобластей $\Omega_1 - \Omega_5$ спрощується до наступного вигляду:

$$\nabla \times \frac{\nabla \times \dot{A}_z}{\mu} = 0 \quad - \text{в підобласті } \Omega_1, \quad (3.1)$$

$$\nabla \times \frac{\nabla \times \dot{A}_z}{\mu} = \frac{Iw}{S_2} \quad - \text{в підобласті } \Omega_2, \quad (3.2)$$

$$\nabla \times \frac{\nabla \times \dot{A}_z}{\mu} = -\frac{Iw}{S_3} \quad - \text{в підобласті } \Omega_3, \quad (3.3)$$

$$\nabla \times \frac{\nabla \times \dot{A}_z}{\mu} = 0 \quad - \text{в підобласті } \Omega_4, \quad (3.4)$$

$$\nabla \times \frac{\nabla \times \dot{A}_z}{\mu} + i\omega\sigma \dot{A}_z - i\omega\sigma \int_S \dot{A}_z ds / S_5 = 0 \quad - \text{в підобласті } \Omega_5, \quad (3.5)$$

де I – струм в котушці індуктора, w – кількість витків котушки індуктора, S_n –

площа відповідної підобласті. Складова $i\omega\sigma \int_S \dot{A}_z ds / S_5$ в рівнянні (3.5) забезпечує

умову рівності нулю сумарного вихрового струму в рідкому металі $\int_S \dot{\mathbf{J}} \cdot \mathbf{n} ds = 0$.

Гідродинамічна задача розв'язувалася лише для підобласті Ω_5 , що являє собою горизонтальний переріз ванни з рідким металом. Швидкість рідкого металу визначалася шляхом чисельного рішення усереднених Рейнольдсом рівнянь Нав'є-Стокса для турбулентної течії з допомогою k - ε моделі турбулентності. Об'ємні електромагнітні сили в рідкому металі розраховувалися за формулою (2.46) на основі отриманого рішення електромагнітної задачі.

Отримані в результаті розрахунків параметри, що характеризують ефективність електромагнітного перемішування, зведені в таблицю 3.1, де F_x – інтегральні тангенціальні по відношенню до бокової поверхні сили, F_y – інтегральні нормальні по відношенню до бокової поверхні сили, P_m – потужність тепловиділення в рідкому металі від вихрових струмів, V_c – максимальна швидкість потоку в центрі ванни (для двоконтурного руху), N – об’ємна продуктивність перемішування рідкого металу, що визначається як інтеграл нормальної складової швидкості вздовж лінії між центрами вихорів для двоконтурної течії, або вздовж лінії, що з’єднує центр вихору та бокову стінку печі у випадку одноконтурної течії. Величини F_x , F_y , P_m та N визначаються відповідно до наступних формул:

$$F_x = h_m \int_S f_x ds, \quad (3.6)$$

$$F_y = h_m \int_S f_y ds, \quad (3.7)$$

$$P_m = 0,5 \cdot h_m \int_S \frac{|J|^2}{\sigma} ds, \quad (3.8)$$

$$N = h_m \int_L u_n dl. \quad (3.9)$$

Для двоконтурної течії рідкого металу (пункти 1-5 в табл. 3.1) в якості інтегральної тангенціальної сили F_x представлені її значення (з зірочкою) в одній половині ванни (правій). Значення F_x в цілому по ванні з врахуванням симетричності електромагнітного поля відносно центра індуктора в цих випадках дорівнює нулю.

Таблиця 3.1

Значення інтегральних параметрів електромагнітних систем

№	F_y , Н	F_x , Н	P_m , кВт	W_c , м/с	N , м ³ /с	Примітка
1	798	5*	8,6	0,31	0,08	рис. 3.1 а
2	1190	14*	12,9	0,53	0,13	рис. 3.1 б
3	1980	19*	21,5	0,51	0,14	рис. 3.1 в
4	1980	19*	21,5	0,62	0,16	рис. 3.1 в, $f_x = 0$
5	1985	19*	21,5	0,35	0,09	рис. 3.1 в, по центру короткої сторони ванни
6	1984	-23	22,1	-	0,08	рис. 3.1 в, біля кута ванни
7	214	60	2,3	-	0,11	рис. 3.1 г

Аналізуючи наведені в таблиці результати можна зробити висновок, що серед розглянутих перемішувачів з пульсуючим магнітним полем найменш ефективним є конструкція перемішувача з однострижневим магнітопроводом (п.1 в табл. 3.1). Відсутність феромагнітних шляхів для замикання магнітного потоку навколо котушки поза рідким металом і стінками печі послаблює магнітне поле індуктора. Сила F_y в цьому випадку практично в 2,5 разів більша, а продуктивність перемішування розплаву N у 1,7 разів менша, ніж для тристрижневого магнітопроводу (п.3).

Порівняння між собою перемішувачів з дво- (п. 2) та тристрижневими (п.3) осердями показують, що, не дивлячись на досить суттєву різницю як по потужності тепловиділень P_m , так і по силі F_y (в 1,7 разів більші у випадку тристрижневого осердя), продуктивність перемішування N у них приблизно однакова.

На рис. 3.3 для цих перемішувачів показано розподіл по координаті x складових електромагнітної сили f_x та f_y біля бокової стінки печі. Як видно, в рідкому металі переважають нормальні до поверхні електромагнітні сили f_y , які більш ніж на порядок (по максимальним значенням) переважають тангенціальні сили f_x . При тристрижневому осерді (суцільні криві) розподіл сил f_y вздовж стінки має два локальних максимуми, а при двострижневому осерді (штрихові криві) ці сили хоч і менші по величині, але зосереджені в основному в одній зоні (на ділянці між стрижнями магнітопроводу). Тим самим, концентрація електромагнітних сил компенсує кількісну різницю в їх величині, і в результаті забезпечується приблизно однакова гідродинамічна ефективність цих перемішувачів.

Величини як нормальної, так і тангенціальної складових електромагнітних сил для розглянутих випадків спадають у глибину рідкого металу (по координаті y) за законом $f(y) = f_0 \cdot \exp(-y/\xi_1)$, де f_0 – величина електромагнітних сил на поверхні розплаву, $\xi_1 = 0,018$ м – визначається за результатами розрахунків електромагнітних сил. Величина ξ_1 приблизно в два рази менша глибини проникнення електромагнітного поля в електропровідне середовище, яка для рідкого алюмінію при $\nu = 50$ Гц та $\sigma = 4,46 \cdot 10^6$ (Ом·м) $^{-1}$ складає 0,0337 м.

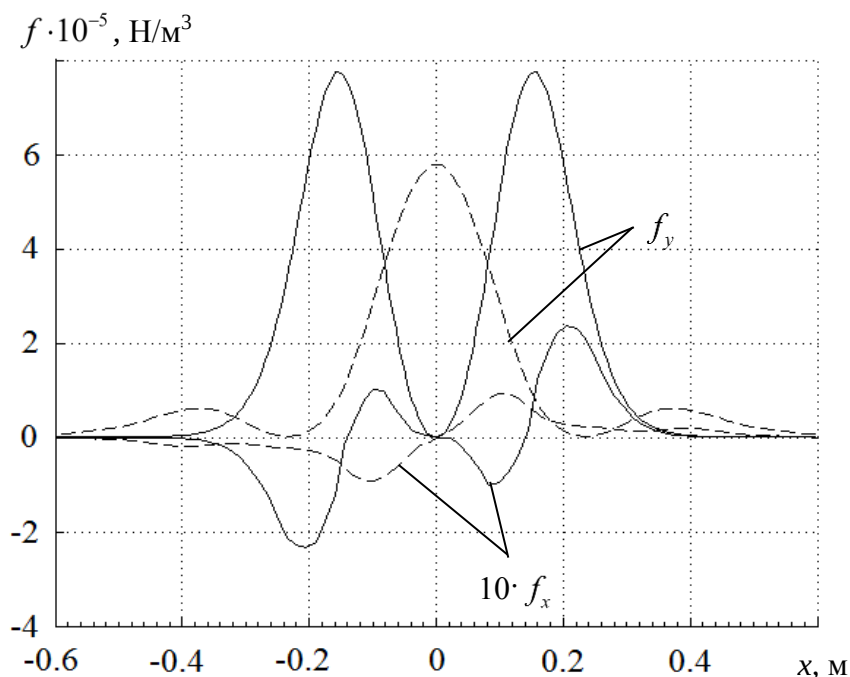


Рис. 3.3 Розподіл f_x - та f_y -складових електромагнітних сил біля стінки печі для тристрижневого (суцільні криві) і двострижневого (пунктирні криві) індукторів пульсуючого магнітного поля

Хоча тангенціальні сили в розглянутих системах відносно малі, їх неврахування в гідродинамічному розрахунку може призвести до суттєвого спотворення результатів. Наприклад, у випадку тристрижневого осердя нехтування ними (завдання в гідродинамічному розрахунку $f_x = 0$) призводить до суттєвого завищення інтенсивності руху (приблизно на 20%) відносно реального розподілу сил f_x (пункти 4 та 3 таблиці 3.1). Це зумовлено тим, що в кожному з двох контурів розплаву результуючі тангенціальні сили спрямовані зустрічно вихровому руху металу і значно його ослаблюють.

Розташування електромагнітного перемішувача з тристрижневим осердям по центру короткої сторони перемішувача (п. 5 таблиці 3.1) або поблизу кута ванни печі (п. 6) знижує гідродинамічну ефективність перемішувача по відношенню до розташування його по центру довгої сторони (п. 3). При кутовому розміщенні перемішувача в ванні печі встановлюється одноконтурний рух рідкого металу.

Таким чином, в залежності від розташування електромагнітного перемішувача з пульсуючим електромагнітним полем відносно бокової стінки печі (по центру

або біля краю) у ванні може утворюватися двоконтурний або одноконтурний вихровий рух рідкого металу. Однак варто зазначити, що двоконтурний рух є не тільки більш інтенсивним, але і краще відповідає технологічним вимогам, так як при цьому в перемішування залучаються і центральні об'єми металу.

Варте уваги також співставлення між собою перемішувачів рідкого металу на основі пульсуючого та біжучого магнітних полів. На рис. 3.4 показано розподіл нормальної f_x та тангенціальної f_y складових електромагнітних сил вздовж бокової стінки печі, наведених у рідкому металі індуктором біжучого поля, який представлено на рис. 3.1 г. Не дивлячись на те, що в рідкому металі переважають нормальні до стінки печі електромагнітні сили, тим не менше структура течії металу в ванні в цьому випадку визначається переважно дією тангенціальних сил, які створюють одноконтурний рух рідкого металу (рис. 3.5).

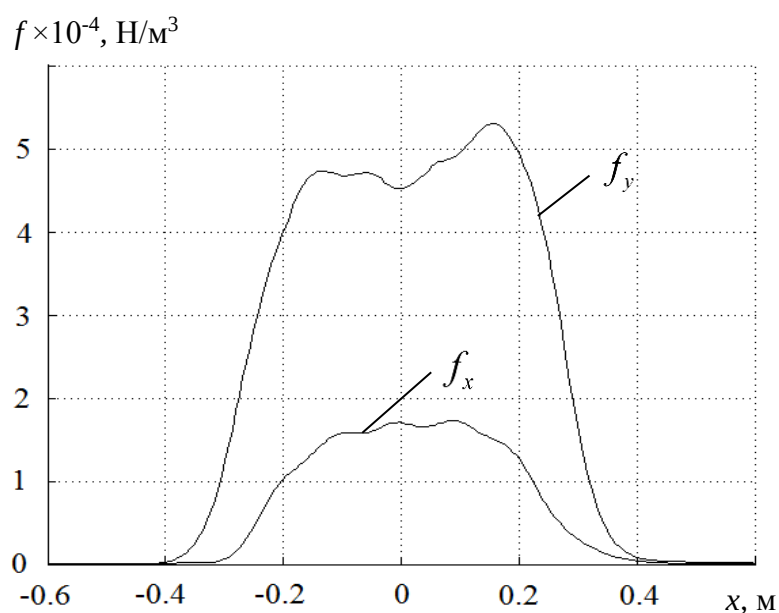


Рис. 3.4 Розподіл нормальної f_y та тангенціальної f_x складових електромагнітних сил, створених індуктором біжучого магнітного поля

При тих же ампер-витках продуктивність N розглянутої конструкції перемішувача з біжучим полем (п. 7 таблиці) на 20% менша, ніж у випадку однофазного індуктора з тристрижневим магнітопроводом (п. 3). Варто також відмітити, що при співрозмірних гідродинамічних параметрах рівень як електромагнітних сил, так і тепловиділення в рідкому металі у випадку трифазного індуктора майже на порядок нижче.

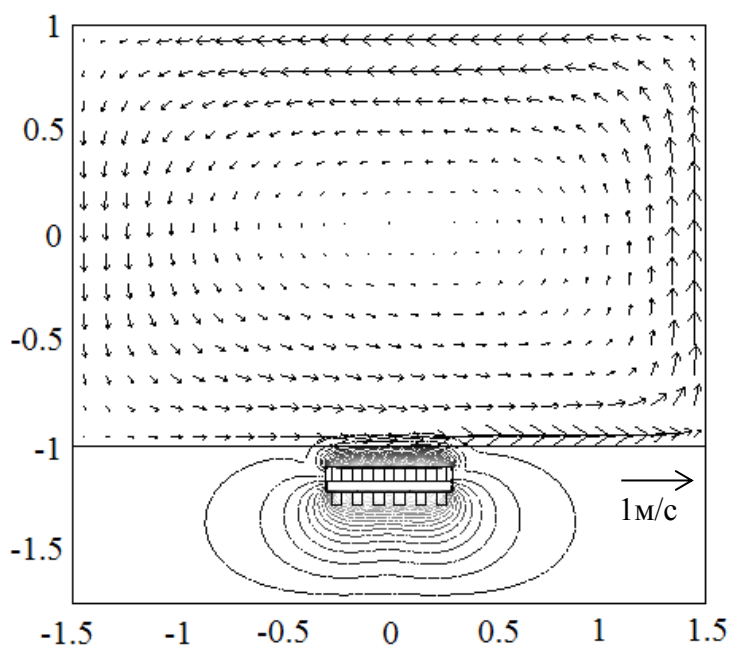


Рис. 3.5 Течія рідкого металу у ванні печі під дією індуктора біжучого магнітного поля

Таким чином, використання у відбивних печах для плавлення алюмінію електромагнітних перемішувачів у вигляді однофазних індукторів, що створюють пульсуюче магнітне поле, дозволяє організувати у ванні печі ефективне двоконтурне перемішування рідкого металу. Конструкції перемішувачів пульсуючого магнітного поля з дво- і тристрижневим магнітопроводами, незважаючи на істотну різницю в силовій і тепловій дії на рідкий метал, забезпечують приблизно однакову гідродинамічну ефективність перемішування. При однакових ампер-витках продуктивність перемішування таких систем навіть дещо вища, ніж трифазного перемішувача біжучого магнітного поля з намотаною через ярмо магнітопровода обмоткою.

3.2 Визначення основних конструктивних параметрів універсальних електромагнітних систем перемішування рідкого металу

Проведений аналіз індукторів пульсуючого магнітного поля, які розглянуто у розд. 3.1, показав, що деякі з них, а саме ті, що мають дві і більше котушок, при живленні їх багатofазним струмом можуть також створювати біжуче магнітне поле. Незважаючи на те, що при такому живленні рівень пульсуючого поля в таких

системах досить великий, все ж під дією біжучого поля вони формують одноконтурну течію рідкого металу у ванні печі. Отже, такі системи можна вважати свого роду універсальними, оскільки вони при одному типі живлення створюють пульсуюче поле, а при іншому – біжуче. Саме їх можна використати для реалізації нового способу електромагнітного перемішування рідкого металу за рахунок періодичної зміни в часі одноконтурної і двоконтурної вихрових течій у ванні печі.

Задача подальшого дослідження полягала у визначенні серед багатьох можливих конструктивних рішень таких, які були б найбільш ефективними з точки зору перемішування металу як в режимі пульсуючого, так і в режимі біжучого магнітного поля. У розд. 1 наведено приклади універсальних перемішувачів (індукторів). Попередні дослідження таких систем показали, що основними конструктивними параметрами, які впливають на ефективність перемішування є зазор між індуктором і рідким металом δ , полюсне ділення τ та число стрижнів (полюсів).

Для визначення впливу зазначених параметрів на ефективність електромагнітного перемішування рідкого металу в плавильній печі з універсальними перемішувачами при однофазному і багатофазному їх живленні та встановлення оптимальних конструктивних співвідношень для таких перемішувачів було проведено математичне моделювання електромагнітних та гідродинамічних процесів в них. Дослідженню підлягали перемішувачі на основі індукторів, схематично представлених на рис. 3.6. Це – дво-, три- та чотиристрижневі індуктори з котушками, розміщеними на кожному стрижні. При живленні їх однофазним струмом вони створюють пульсуюче магнітне поле, а при живленні багатофазним (дво- або трифазним) струмом – біжуче.

Дослідження проводилося на основі мультифізичного моделювання зв'язаних електромагнітних і гідродинамічних процесів в системі "індуктор – рідкий метал" для відбивної печі, що плавить алюміній. Математичні моделі та методики чисельного розрахунку електромагнітної та гідродинамічної задач для такої системи представлені в розд. 2.

В якості сталих величин були прийняті: об'єм рідкого металу (розплаву алюмінію), який склав $(2 \times 3 \times 0,5) \text{ м}^3$; індуктор, прилаштований до більшої бокової

стілки печі; сумарні ампер-витки усіх котушок кожного індуктора склали 60 кА (амплітудне значення); частота струму живлення – 50 Гц. Змінними величинами були зазор δ і полюсне ділення τ . Решта розмірів індукторів, від яких меншою мірою залежить ефективність роботи перемішувачів, приймалися незмінними і однаковими для всіх індукторів. Їх значення були прийняті такими: довжина і ширина кожного стрижня складають 0,2 м; ширина магнітопроводу – 0,3 м; поперечний переріз кожної котушки – $(0,2 \times 0,05) \text{ м}^2$. Висота електромагнітної системи (її розмір по осі z), яка використовувалася для визначення інтегральних параметрів, прийнята рівною висоті рідкого металу в печі, тобто 0,5 м.

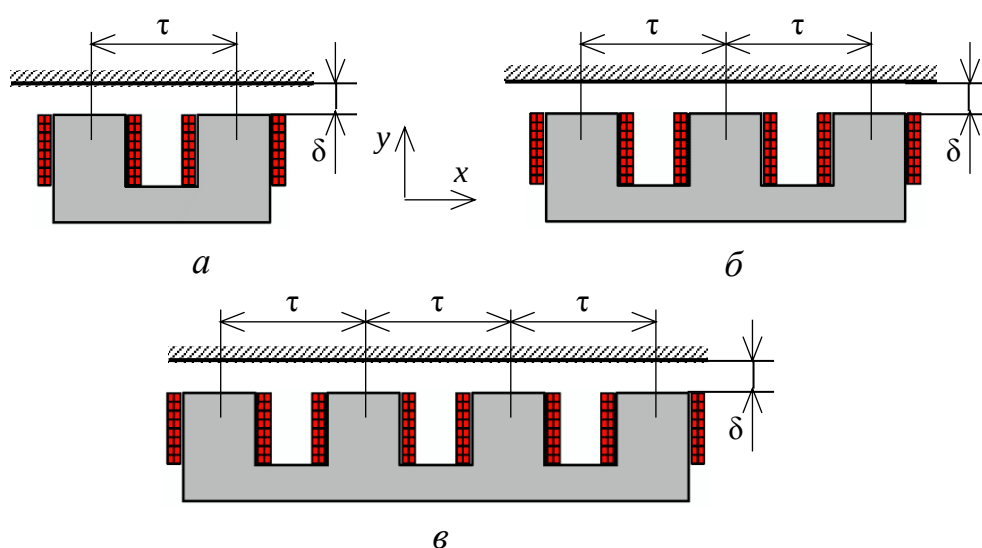


Рис. 3.6 Схематичне зображення універсальних індукторів

При багатофазному живленні кути зсуву між струмами сусідніх котушок для кожного індуктора приймалися рівними 120 ел. град. (при зворотному чергуванні фазних струмів), а в однофазному режимі – 180 ел. град.

В результаті послідовного чисельного розв'язання електромагнітної і гідродинамічної задач для кожного варіанту були отримані розподіли електромагнітних сил та швидкості руху рідкого металу, а також визначені інтегральні параметри системи. Оцінка ефективності кожного варіанту проводилася за допомогою інтегральних електромагнітних сил F_x (3.6) та F_y (3.7), а також за допомогою середньої швидкості рідкого металу W (2.1). Серед електромагнітних сил нас будуть цікавити в першу чергу сила F_y в режимі однофазного живлення індукторів,

оскільки вона створює двоконтурний вихровий рух рідкого металу, а в режимі багатозафазного живлення – сила F_x , тому що вона формує одноконтурний рух.

На рис. 3.7 наведені залежності створеної пульсуючим магнітним полем інтегральної сили F_y , яка породжує двоконтурну вихрову течію, для трьох індукторів при однофазному живленні. Ця сила представлена в залежності від полюсного ділення τ для трьох значень δ . Рис. 3.7 *а* відноситься до індуктора з двома стрижнями, рис. 3.7 *б* – з трьома і рис. 3.7 *в* – з чотирма стрижнями. Звідси видно, що при такому живленні електромагнітна сила F_y суттєво залежить від кількості стрижнів (полюсів) – зі збільшенням числа полюсів ця сила зменшується. Що стосується сили F_x , то вона при однофазному живленні у всіх випадках дорівнює нулю.

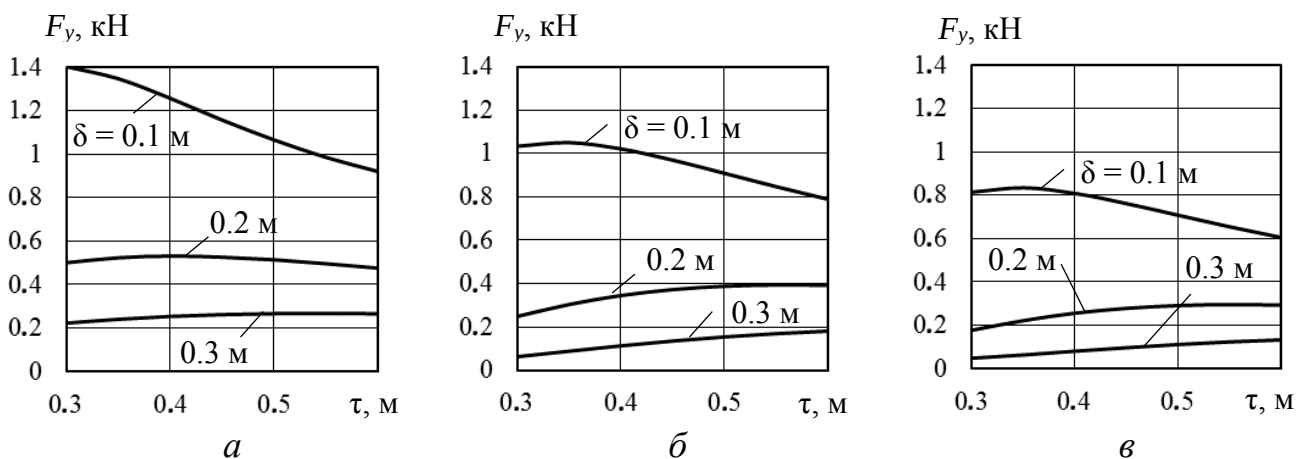


Рис. 3.7 Залежності інтегральної сили F_y від полюсного ділення та немагнітного зазору, яку створюють універсальні індуктори в режимі однофазного живлення (*а* – двострижневий, *б* – тристріжневий, *в* – чотиристріжневий індуктор)

Для цих же індукторів на рис. 3.8 представлена інтегральна сила F_x , отримана в режимі багатозафазного живлення. Цікавим моментом тут є те, що в деяких випадках (при певних значеннях зазору та кількості стрижнів) зі зміною полюсного ділення ця сила змінює свій знак, тобто змінює напрям дії. Спочатку (при малих τ) сила F_x є від'ємною (оскільки в розрахунках прийнято зворотнє чергування струмів, що живлять котушки), а потім зі збільшенням полюсного ділення вона набуває додатних значень. У випадку двострижневого індуктора для зазору $\delta = 0,1$ м крива F_x перетинає вісь абсцис при $\tau = 0,4$ м. Для $\delta = 0,2$ м це відбувається

при $\tau = 0,6$ м, а для $\delta = 0,3$ м вона не змінює знак (в діапазоні розглянутих значень полюсного ділення). У випадках тристрижневого і чотиристрижневого індукторів крива F_x перетинає вісь абсцис тільки при зазорі $\delta = 0,1$ м (для обох індукторів приблизно при однаковому значенні полюсного ділення, яке складає $\tau \approx 0,45$ м).

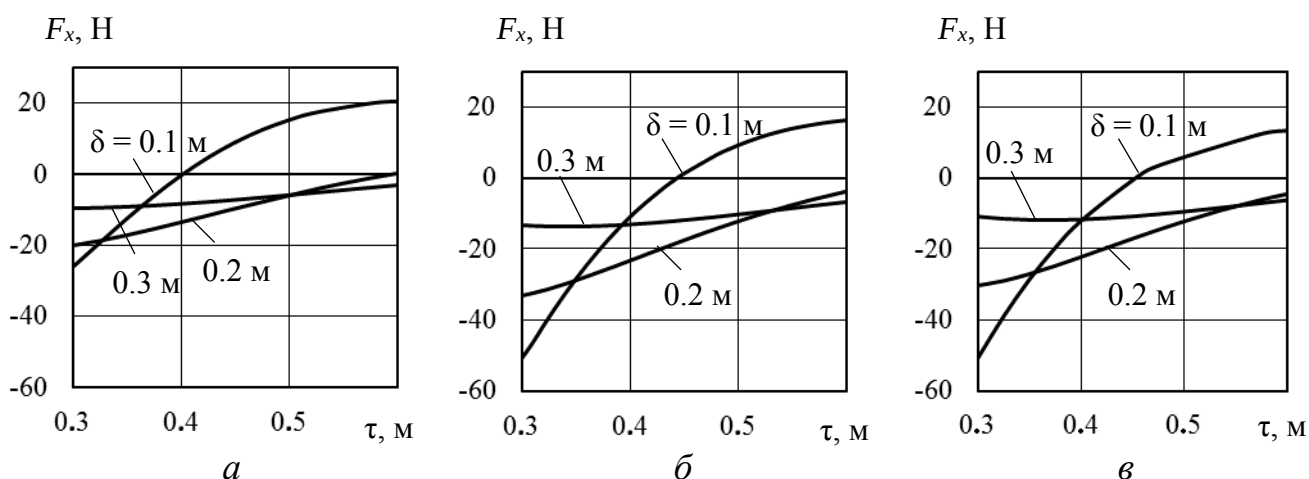


Рис. 3.8 Залежності інтегральної сили F_x від полюсного ділення та немагнітного зазору, яку створюють універсальні індуктори в режимі багатозафазного живлення (а – двострижневий, б – тристрижневий, в – чотиристрижневий індуктор)

Зміна напрямку дії електромагнітної сили F_x зумовлена реверсом біжучого магнітного поля, напрям руху якого залежить від розміщення котушок по довжині індуктора. Аналіз показує, що у випадку близького розміщення котушок одна від одної (при малих значеннях τ), коли струми (ампер-витки) сусідніх котушок між стрижнями можна представити одним (сумарним) струмом, створюється біжуча хвиля магніторушійних сил (МРС) (її основна просторова гармоніка), яка спрямована вліво (у відповідності з рис. 3.6). У випадку великих значень τ , коли кожний струм котушок представляється окремо, виникає також інша хвиля МРС, яка рухається у зворотному напрямку (вправо). При певних умовах (значеннях полюсного ділення і зазору) біжуче магнітне поле, створене цією МРС, може перевершити лівобіжуче поле. Зрозуміло, що в такому випадку може бути знайдено таке полюсне ділення, коли ці поля взаємно компенсуються, призводячи до зникнення результуючого біжучого магнітного поля, а отже і сили F_x .

Отримані в результаті розв'язання електромагнітної задачі сили були використані при моделюванні гідродинамічних процесів у ванні печі. Для кожного

режиму одержано параметри руху рідкого металу. При цьому було показано, що в режимі живлення індукторів однофазним струмом всі вони створюють двоконтурну вихрову течію рідкого металу, інтенсивність якої залежить від величини полюсного ділення індуктора τ та зазору δ . Що стосується багатofазного живлення, то було встановлено, що зі зміною полюсного ділення може змінюватися не тільки інтенсивність вихрового руху рідкого металу, але і структура самої течії. У деяких випадках зі збільшенням τ одноконтурна течія спочатку трансформується у двоконтурну, а далі вона знову переходить у одноконтурну, але вже зворотного напрямку. Таким чином, зміна полюсного ділення універсального індуктора при багатofазному живленні за рахунок реверсу біжучого магнітного поля призводить до реверсу одноконтурного руху рідкого металу у ванні печі.

На рис. 3.9 і 3.10, як приклад, для тристрижневого індуктора представлено розподіли швидкості рідкого металу у ванні для різних значень полюсного ділення при $\delta = 0,1$ м, а також наведено розподіли питомих електромагнітних сил f на стінці ванни печі, до якої прилаштовано індуктор.

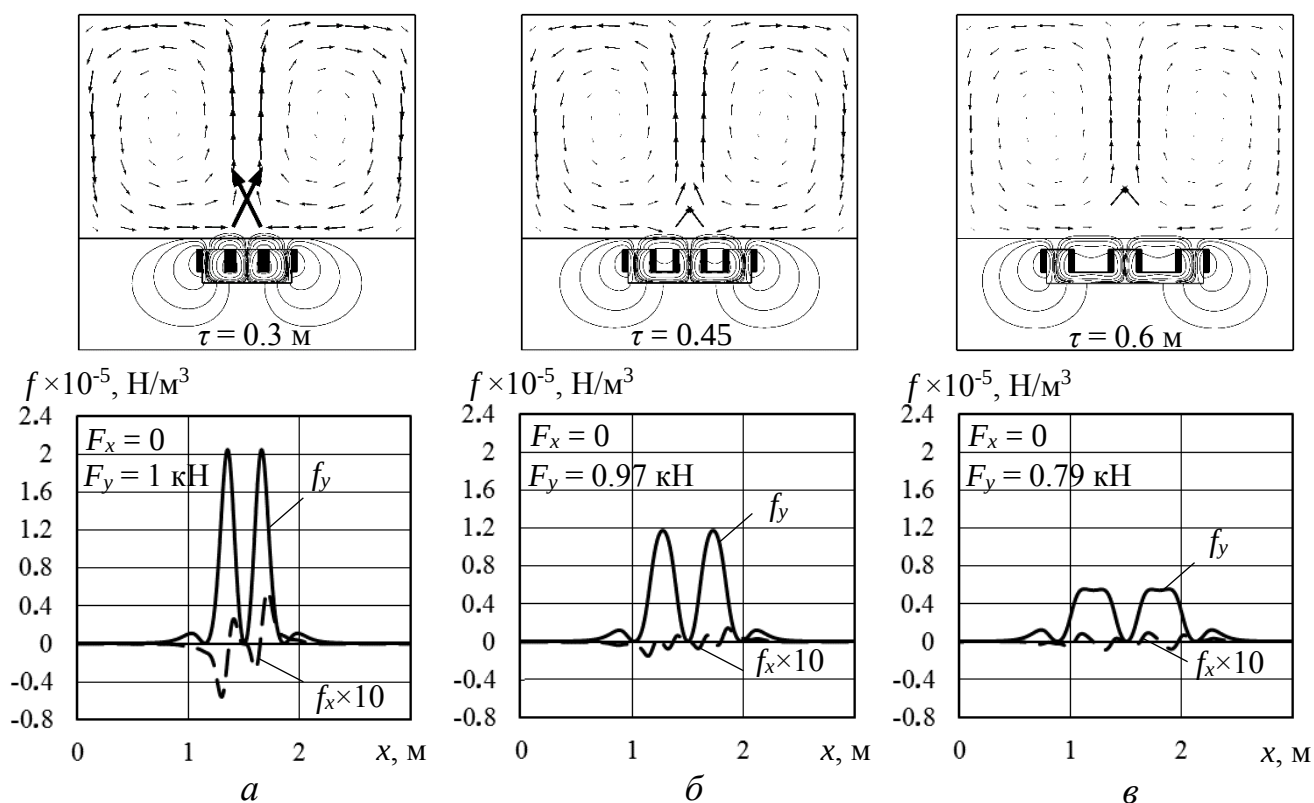


Рис. 3.9 Розподіли швидкості рідкого металу та питомі електромагнітні сили для тристрижневого індуктора в режимі однофазного живлення для різних τ

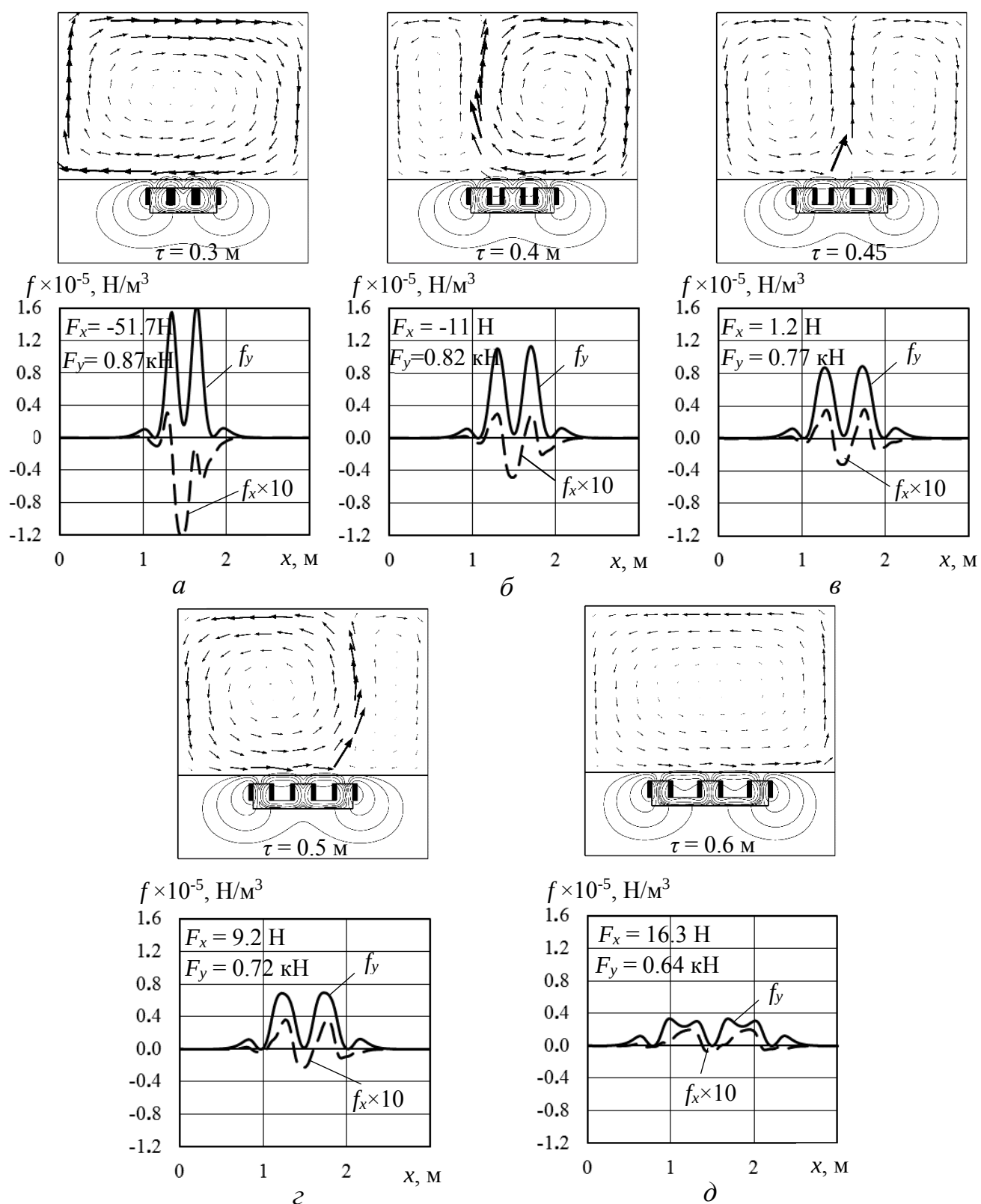


Рис. 3.10 Розподіли швидкості рідкого металу та питомі електромагнітні сили для тристрижневого індуктора в режимі багатофазного живлення для різних τ

Дані рис. 3.9 отримані в режимі однофазного живлення індуктора, а дані рис. 3.10 – при багатофазному живленні. Звідси видно, що у першому випадку індуктор створює двоконтурну структуру течії при всіх значеннях полюсного ділен-

ня. Проте в режимі багатofазного живлення, при якому виникає як біжуче, так і пульсуюче магнітні поля, зі збільшенням τ одноконтурна течія, яка створюється біжучим полем, змінює свій напрям руху на зворотній. На цих же рисунках для кожного випадку (кожного τ) наведені також значення сил F_x і F_y . В режимі однофазного живлення сила F_x дорівнює нулю і біжуче поле відсутнє (рис. 3.9), а в режимі багатofазного живлення ця сила, як було зазначено вище, з ростом полюсного ділення змінюється від від'ємного значення до додатного. Як видно з рис. 3.10 *а*, при $\tau = 0,3$ м переважає дія біжучого магнітного поля, яка створює одноконтурну течію рідкого металу. Із збільшенням полюсного ділення дія цього поля зменшується.

За рахунок пульсуючого магнітного поля починає зароджуватися двоконтурна структура течії, яка при $\tau = 0,45$ м набуває симетричної форми (рис. 3.10 *в*). При цьому значенні полюсного ділення інтегральна сила F_x приблизно дорівнює нулю, що вказує на відсутність у цьому випадку біжучого магнітного поля. З подальшим збільшенням τ інтегральна електромагнітна сила F_x змінює свій знак, при цьому течія рідкого металу перебудовується і в кінцевому рахунку (при $\tau = 0,6$ м) приймає одноконтурну форму зі зворотнім напрямом руху (рис. 3.10 *д*). Все це підтверджує сказане вище про те, що зміна (збільшення) полюсного ділення індуктора призводить до реверсу біжучого магнітного поля, який, в свою чергу, призводить до реверсу одноконтурного вихрового руху рідкого металу.

Ефективність перемішування рідкого металу оцінювалася за допомогою середньої швидкості металу W у ванні печі. На рис. 3.11 для всіх трьох індукторів вона представлена в залежності від полюсного ділення для трьох значень зазору в режимах багатofазного (суцільні криві) і однофазного (штрихові криві) живлення. Тут, як і раніше, рис. 3.11 *а* відноситься до індуктора з двома стрижнями, рис. 3.11 *б* – з трьома і рис. 3.11 *в* – з чотирма стрижнями. Ділянки суцільних кривих, позначених на цих рисунках точками, означають, що у цих випадках багатofазного живлення течія рідкого металу набуває двоконтурної (як симетричної, так і несиметричної) форми. Певна річ, що ці ділянки не можуть бути використані для реалізації зазначеного способу перемішування рідкого металу (за рахунок

почергової зміни в часі одноконтурного і двоконтурного вихрового руху), оскільки і однофазне, і багатфазне живлення призводять до виникнення двоконтурної течії.

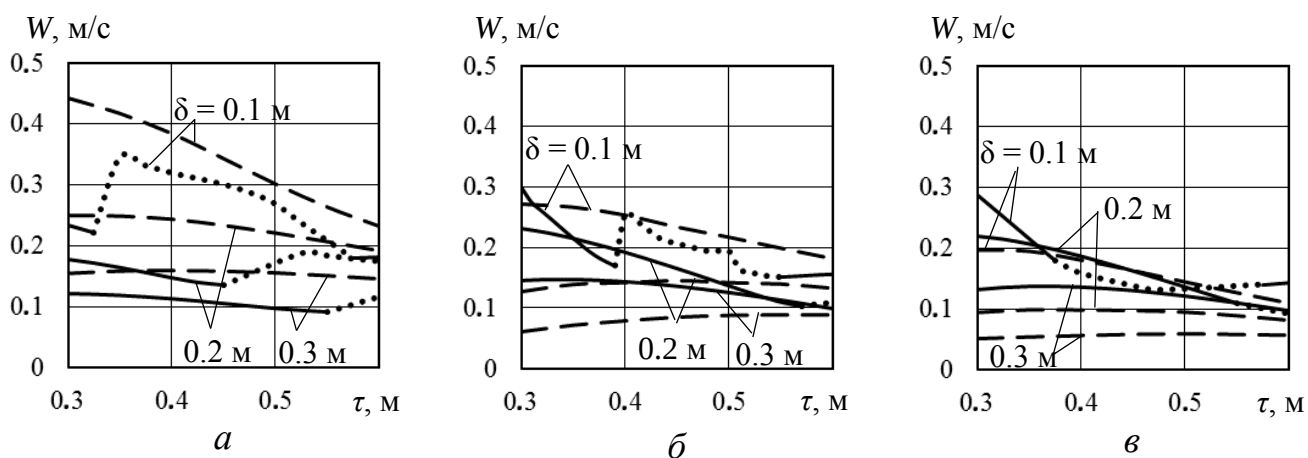


Рис. 3.11 Середня швидкість металу у ванні печі для трьох індукторів в режимах багатфазного (суцільні криві) і однофазного (штрихові криві) живлення

Виходячи з цього рисунку, необхідно зазначити, що найбільші значення швидкості W при однофазному живленні забезпечує двострижневий індуктор. Із збільшенням числа стрижнів ця швидкість зменшується. Вплив полюсного ділення на швидкість W залежить від величини зазору. При відносно малих зазорах (при $\delta = 0,1$ м) вона суттєво залежить від τ . Оптимальне значення полюсного ділення, яке забезпечує максимальну швидкість, у цьому випадку становить $\tau \approx 0,3$ м для всіх індукторів. При збільшенні зазору δ вплив τ на швидкість металу W зменшується.

В режимі багатфазного живлення, якщо виключити з розгляду значення τ , за яких виникає двоконтурний рух рідкого металу (на рис. 3.11) ділянки кривих для таких τ , як зазначалося, позначені точками), максимальні значення середньої швидкості для всіх трьох індукторів (при всіх зазорах) забезпечуються при мінімальному полюсному діленні, яке становить 0,3 м. Якщо порівняти ці індуктори між собою, то необхідно зазначити, що в цьому режимі живлення число стрижнів (полюсів) в меншій мірі впливає на швидкість W в порівнянні з однофазним живленням. Таке порівняння показує, що тристріжневий і чотиристріжневий індуктори при багатфазному живленні забезпечують приблизно однакові значення цієї швидкості при усіх розглянутих зазорах і полюсних діленнях. Дещо меншу швидкість дає двострижневий індуктор.

Маючи такі дані, для прийнятого (заданого) зазору між індуктором і рідким металом δ , який визначається конструктивними особливостями тієї чи іншої печі, можна рекомендувати оптимальні (раціональні) значення числа полюсів і полюсного ділення універсального перемішувача, які забезпечують максимальну ефективність перемішування рідкого металу в обох режимах роботи. Якщо виходити з умови забезпечення приблизно однакової швидкості металу в режимах однофазного і багатofазного живлення, то перевагу слід надати тристрижневому індуктору. Проте коли є необхідність або можливість допустити більшу швидкість перемішування в режимі двоконтурного руху металу в порівнянні з одноконтурним рухом, можна рекомендувати для використання двострижневий індуктор.

3.3 Вплив частоти струму живлення універсальних електромагнітних систем на ефективність перемішування рідкого металу

В попередньому розділі наведено результати мультифізичного моделювання електромагнітних і гідродинамічних процесів в системі "індуктор – рідкий метал", що дозволило визначити вплив основних конструктивних параметрів на ефективність електромагнітних перемішувачів з універсальними індукторами. В результаті проведеного моделювання було встановлено, що найбільш ефективними перемішувачами, які здатні працювати в зазначених режимах, є перемішувачі з двострижневим та тристрижневим лінійними індукторами. Для кожного з них визначено оптимальні полюсні ділення для різних значень зазору між індуктором і рідким металом, що знаходиться у ванні печі. Зазначені розрахунки виконувалися при живленні індукторів струмами промислової частоти. Проте невирішеним залишилося питання – яким чином частота живлення таких перемішувачів впливає на інтенсивність перемішування рідкого металу в плавильній печі. Розгляду саме цього питання і присвячений даний розділ.

Досліджувалися електромагнітні перемішувачі на основі лінійних індукторів, схематично представлених на рис. 3.6 а і 3.6 б. Це – дво- та тристрижневі індуктори з котушками, розміщеними на кожному стрижні. Як було показано, при живленні

їх однофазним струмом вони створюють пульсуюче магнітне поле, а при живленні багатофазним (дво- або трифазним) – біжуче. Стосовно них проводилося мультифізичне моделювання зв'язаних електромагнітних і гідродинамічних процесів в системі "індуктор – рідкий метал" для відбивної печі, що плавить алюміній, при різних частотах живлення. Моделювання електромагнітного поля в такій системі, як і раніше, здійснювалося у двовимірній постановці за безіндукційного наближення, тобто без врахування індукованих за рахунок руху рідкого металу струмів. Моделювання виконувалося при заданому і однаковому для обох індукторів струмовому навантаженні, тобто при заданих струмах (ампер-витках) в котушках, частота яких змінювалася в діапазоні (0,2 ... 50) Гц.

Як і раніше, сталими величинами були: об'єм рідкого металу (розплаву алюмінію), який склав $2 \times 3 \times 0,5 \text{ м}^3$; індуктор прилаштований до більшої бокової стінки печі; сумарні ампер-витки усіх котушок кожного індуктора склали 60 кА (амплітудне значення), які рівномірно розподілені по котушкам; зазор між індуктором і рідким металом $\delta = 0,1 \text{ м}$; полюсне ділення $\tau = 0,3 \text{ м}$. Решта розмірів індукторів приймалися такими, як і в розд. 3.2. При багатофазному живленні кути зсуву фаз між струмами сусідніх котушок для кожного індуктора приймалися рівними 120 ел. град., а в однофазному режимі – 180 ел. град.

На рис. 3.12 представлено результати мультифізичного моделювання електромагнітних і гідродинамічних процесів у вигляді залежностей середньої швидкості W від частоти струмів живлення ν для двострижневого (рис. 3.12 а) і тристрижневого (рис. 3.12 б) індукторів. Криві на цих рисунках, позначені цифрою 1, відносяться до режиму багатофазного живлення, за яким в результаті дії біжучого магнітного поля у ванні печі виникає рух рідкого металу у вигляді одноконтурної вихрової течії. Криві, позначені цифрою 2, відносяться до режиму однофазного живлення індукторів, в результаті якого за рахунок дії пульсуючого магнітного поля у ванні створюється двоконтурна течія.

Характеризуючи режим багатофазного живлення універсальних індукторів, слід відзначити суттєву залежність швидкості металу від частоти. Максимальні значення її досягаються при низьких частотах (на рівні 2-3 Гц), що характерно і для

класичних індукторів з біжучим магнітним полем. Що стосується режиму однофазного живлення, при якому створюється пульсуюче магнітне поле, ці залежності мають зовсім інший вигляд. В діапазоні частот від ~ 15 Гц до 50 Гц середня швидкість рідкого металу у ванні печі слабо змінюється для обох індукторів, проте нижче цього діапазону вона різко спадає до нуля (суцільні криві 2 на рис. 3.12).

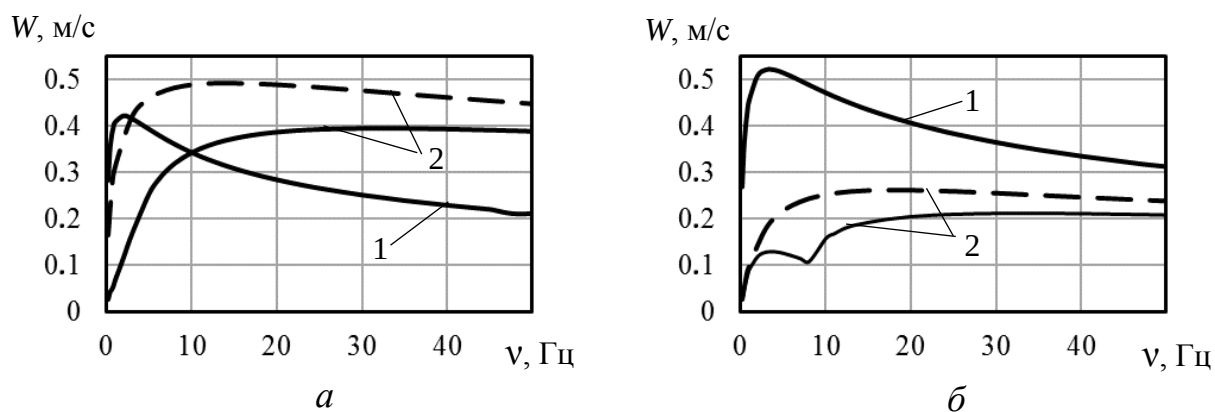


Рис. 3.12 Залежності середньої швидкості W від частоти струму живлення для двострижневого (а) та тристрижневого (б) універсальних індукторів (1 – багатофазне живлення, 2 – однофазне живлення)

Порівнюючи між собою обидва індуктори, слід також зазначити, що в режимі багатофазного живлення більш ефективним (виходячи з середньої швидкості W) у всьому діапазоні частот, що досліджувався, є тристрижневий індуктор, в той час як в режимі однофазного живлення перевагу за цим показником слід надати двострижневому індуктору.

Цікавою обставиною, яка була виявлена в ході розрахунків, є особлива поведінка тристрижневого перемішувача в режимі однофазного живлення на частотах нижче 15 Гц (див. суцільну криву 2 на рис. 3.12 б). Дослідження гідродинамічних течій рідкого металу, що виникають при дії цього перемішувача, показує, що в діапазоні частот від 10 до 15 Гц виникає реверс основної вихрової течії. На рис. 3.13 для різних значень частоти струму наведено структури течій рідкого металу у ванні печі для такого перемішувача. Рис. 3.13 а отримано на частоті 17 Гц, рис. 3.13 б – на 11 Гц і рис. 3.13 в – на 7 Гц (з огляду на симетрію течій, на цих рисунках представлено тільки одну половину ванни печі).

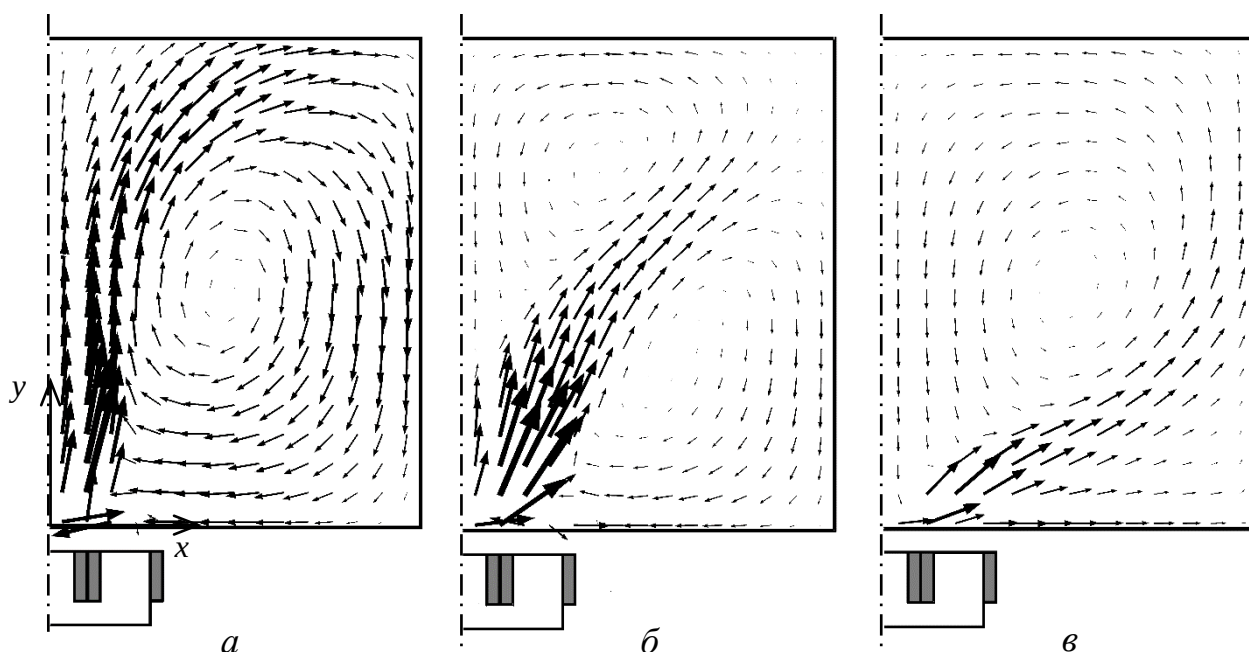


Рис. 3.13 Структури течій рідкого металу для різних частот струму живлення в однофазному режимі роботи універсального перемішувача (а – 17 Гц, б – 11 Гц, в – 7 Гц)

Вперше таке явище, тобто реверс руху рідкого металу при зміні частоти струму живлення, було виявлено в роботі [8] для індуктора пульсуючого магнітного поля, який мав тристрижневий індуктор з однією котушкою, розміщеною на середньому стрижні магнітопроводу. Пояснення причини виникнення цього явища ґрунтувалося на різному впливі на рідкий метал окремо нормальних f_y і тангенціальних f_x електромагнітних сил в залежності від частоти. Із зменшенням частоти нормальна інтегральна сила F_y для цього індуктора спадає, а сила F_x росте (до частоти приблизно 10 Гц). Спробуємо з цих же позицій в'яснити причини такої поведінки швидкості W для тристрижневого індуктора з трьома котушками у випадку однофазного його живлення і отримати відповідь на питання – чому на відміну від цього індуктора таке явище не виникає при дії двострижневого індуктора?

Насамперед варто зазначити, що пульсуюче магнітне поле, яке виникає у випадку однофазного живлення кожного індуктора, створює у рідкому металі нормальні f_y і тангенціальні f_x електромагнітні сили. На рис. 3.14 представлено розподіл цих сил на стінці ванни печі, до якої прилаштовано індуктор, окремо для

двострижневого (рис. 3.14 *а*) і тристрижневого (рис. 3.14 *б*) індукторів при $\nu = 50$ Гц. Нормальні сили f_y створюють рух металу у напрямку від індуктора до протилежної стінки ванни печі, який в свою чергу і породжує двоконтурну (у плані ванни) вихрову течію. Тангенціальні сили, як видно з рис. 3.14, суттєво менші нормальних сил. Відношення максимальних значень цих сил до нормальних приблизно складає 0,025 для обох індукторів. Незважаючи на це, а також незважаючи на те, що інтеграл цих сил, тобто інтегральна сила F_x для всієї ванни, дорівнює нулю, їхній вплив на рух металу може бути суттєвим. Як правило, дія азимутальних сил спрямована проти основної течії, створеної нормальними силами, а тому вони ослаблюють її.

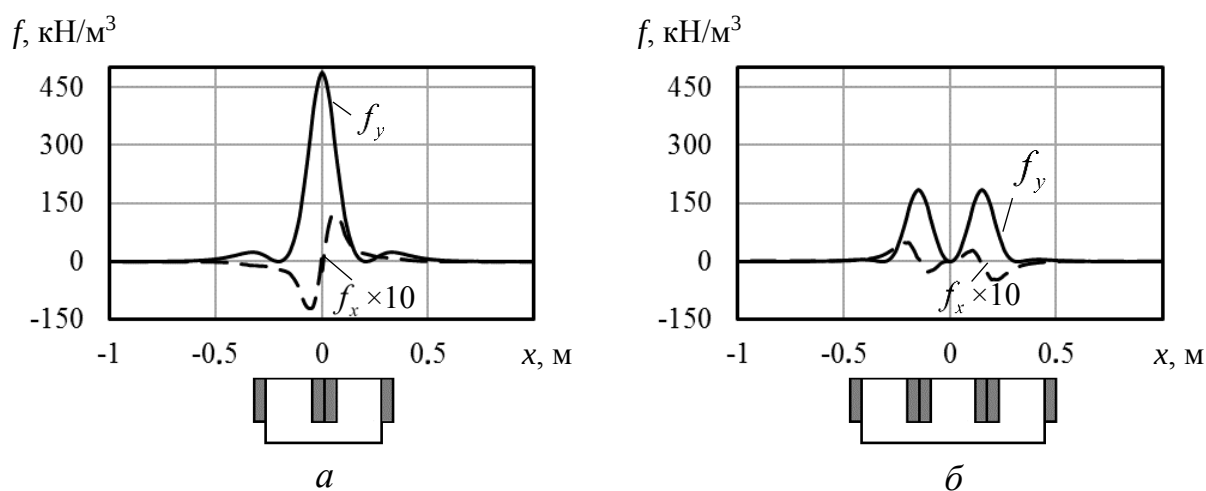


Рис. 3.14 Електромагнітні сили у рідкому металі, створені двострижневим (*а*) і тристрижневим (*б*) індукторами при однофазному їх живленні на частоті 50 Гц

На рис. 3.12 пунктирними кривими позначені залежності середньої швидкості рідкого металу, отримані для обох індукторів за умови $f_x = 0$, яка штучно була виведена з розрахунків. Дійсно, у цьому випадку середня швидкість металу збільшується. Цікавим при цьому є те, що як двострижневий, так і тристрижневий індуктори не призводять до реверсу руху рідкого металу. Це дозволяє дійти висновку про те, що причиною реверсу є наявність тангенціальних сил, які за певних умов можуть до цього призвести.

Для того, щоб оцінити внесок кожної складової електромагнітних сил у створенні руху рідкого металу доцільно перейти до аналізу електромагнітного

тиску, що розвивається в рідкому металі в результаті дії цих сил. Слід зазначити, що під електромагнітним тиском зазвичай розуміється тиск, що створюється електромагнітними силами в нерухомому рідкому електропровідному середовищі. Хоча цей тиск є результатом дії всіх сил (і нормальних, і тангенціальних), його умовно (для якісних оцінок) можна представити у вигляді двох складових, які створюються окремо нормальними і тангенціальними силами

$$p_{fy} = \int_0^a f_y dy, \quad p_{fx} = \int_0^{b/2} f_x dx, \quad (3.10 - 3.11)$$

де a – ширина ванни печі (менша сторона), b – довжина ванни (більша сторона).

На рис. 3.15 і 3.16 представлено розподіли електромагнітного тиску, створеного нормальними f_y і тангенціальними f_x електромагнітними силами, для різних значень частоти струму в котушках для двострижневого (рис. 3.15 а і рис. 3.16 а) і тристрижневого (рис. 3.15 б і рис. 3.16 б) індукторів. З рисунків видно, що для обох індукторів максимальні значення електромагнітного тиску p_{fy_max} , який створюється нормальними силами, для двострижневого індуктора знаходяться при $x = 0$ (на осі симетрії), а для тристрижневого – при $x \approx \pm\tau/2$. Максимальні значення електромагнітного тиску p_{fx_max} , який створюється тангенціальними силами, знаходяться при $y = 0$, тобто на стінці ванни печі, до якої прилаштовано індуктор.

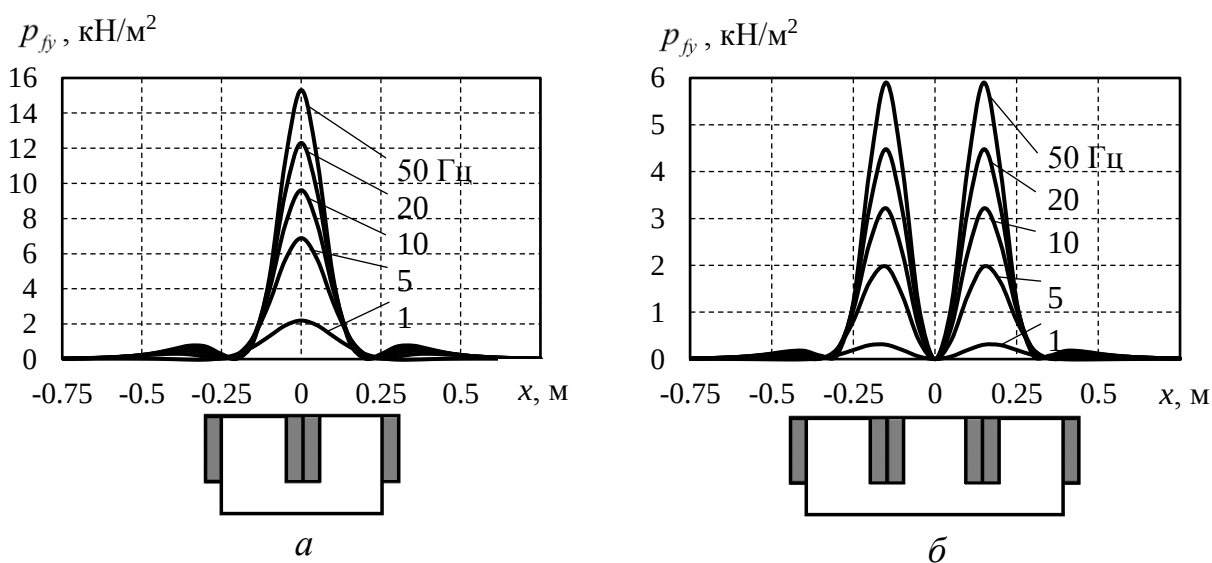


Рис. 3.15 Розподіли електромагнітного тиску, створеного f_y складовою електромагнітних сил, для різних значень частоти струму живлення

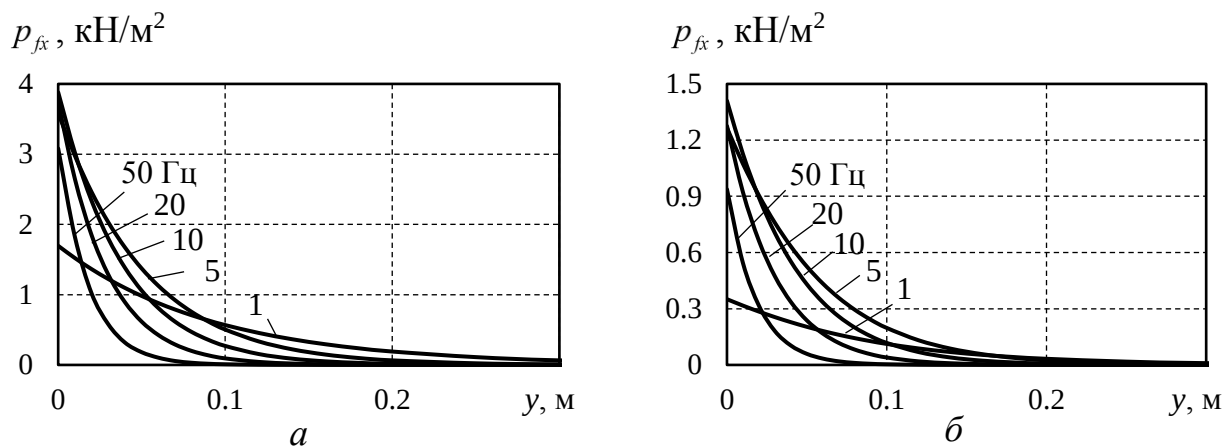


Рис. 3.16 Розподіли електромагнітного тиску, створеного тангенціальними силами f_x , для різних значень частоти струму живлення: *а* – для двострижневого індуктора, *б* – для тристрижневого індуктора

Для того, щоб оцінити вплив тангенціальних сил на інтенсивність руху рідкого металу розглянемо співвідношення максимальних тисків p_{fx_max} і p_{fy_max} для кожного індуктора. На рис. 3.17 в залежності від частоти струму живлення наведені відношення цих тисків p_{fx_max}/p_{fy_max} для двострижневого (крива 1) і для тристрижневого (крива 2) індукторів. Як бачимо, незважаючи на те, що нормальні сили f_y більш ніж на порядок перевершують азимутальні сили f_x (див. рис. 3.14), внесок останніх у створення електромагнітного тиску суттєвий. На частоті 50 Гц вони збуджують тиск, який складає майже 20% від тиску, що утворюють нормальні сили. Як слідує з рис. 3.17, зі зменшенням частоти відносний внесок азимутальних сил збільшується для обох індукторів. Проте, якщо для частот, більших ~ 15 Гц, внесок азимутальних сил є дещо більшим для двострижневого індуктора, то для частот, менших ~ 15 Гц, цей внесок стає більшим для тристрижневого індуктора, особливо в області малих частот. Так, наприклад, при $\nu = 2$ Гц електромагнітний тиск, зумовлений азимутальними силами, уже складає приблизно 1,1 від тиску, який створюють нормальні сили, тобто перевершує останній. Для двострижневого індуктора при цій же частоті відношення зазначених тисків знаходиться лише на рівні 0,7.

Саме за рахунок цієї відмінності і можна пояснити, чому тангенціальні електромагнітні сили в рідкому металі у випадку тристрижневого індуктора

спроможні на малих частотах повністю перебудувати структуру вихрової течії в режимі однофазного живлення і в кінцевому рахунку призвести до реверсу основного вихрового руху рідкого металу у ванні печі. У випадку двострижневого індуктора, як показали розрахунки, внесок азимутальних сил не є достатнім, щоб змінити течію рідкого металу, яка в основному формується нормальними електромагнітними силами.

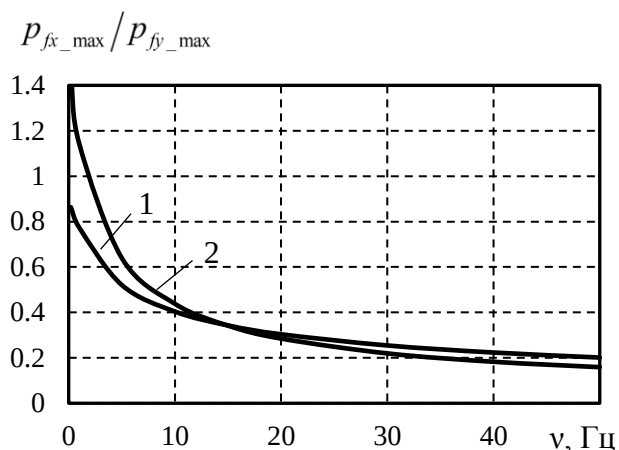


Рис. 3.17 Відношення максимальних значень електромагнітного тиску, створеного двострижневим (1) і тристрижневим (2) індукторами

Отримані результати дозволяють сформулювати рекомендації по вибору частоти живлення універсальних перемішувачів на основі дво- і тристрижневих індукторів, спроможних реалізувати новий спосіб електромагнітного перемішування рідкого металу в плавильних агрегатах за рахунок почергової дії пульсуючого і біжучого магнітних полів. Зрозуміло, що оскільки в режимі біжучого магнітного поля (при багатофазному живленні) оптимальними для таких перемішувачів є низькі значення частоти (на рівні 2-3 Гц), а в режимі пульсуючого поля (при однофазному живленні) такими є більш високі значення (на рівні 20-50 Гц), то одним із варіантів їх живлення може бути такий, за яким багатофазне живлення здійснюється від напівпровідникового перетворювача частоти (при низьких частотах), а однофазне — безпосередньо від електричної мережі на промисловій частоті.

Можливий і більш простий варіант, коли обидва режими реалізуються на частоті 50 Гц. Переваги цього варіанту очевидні, оскільки для нього не потрібне

додаткове обладнання у вигляді перетворювача частоти. Проте потрібно зазначити, що при такому живленні ефективність перемішування металу в режимі біжучого магнітного поля буде дещо меншою від максимально можливої. Але оскільки на цій частоті середні швидкості рідкого металу для обох режимів не дуже відрізняються один від одного, це означає, що ефективність перемішування металу буде приблизно однаковою що при одному, що при другому режимах живлення.

3.4 Висновки до розділу 3

1. Використання у відбивних печах в якості електромагнітних перемішувачів індукторів, які за рахунок однофазного живлення створюють пульсуюче магнітне поле, дозволяє організувати у ванні печі ефективний двоконтурний рух рідкого металу на відміну від одноконтурного руху, який створюють індуктори біжучого магнітного поля. Електромагнітні перемішувачі пульсуючого магнітного поля бажано розміщувати по центру довгих сторін бокових стінок ванни печі. Конструкції перемішувачів пульсуючого магнітного поля з дво- та тристрижневими магнітопроводами, не дивлячись на суттєву різницю в силовій та тепловій дії на рідкий метал, забезпечують практично однакову гідродинамічну ефективність його перемішування. При однаковому струмовому навантаженні продуктивність перемішування таких систем може бути навіть вищою, ніж у трифазних перемішувачів біжучого магнітного поля з намотаною через ярмо магнітопроводу обмоткою.

2. Виконано мультифізичне моделювання електромагнітних і гідродинамічних явищ в системі "універсальний індуктор – рідкий метал" для низки конструктивних рішень індукторів для перемішування рідкого металу, які в залежності від однофазного чи багатфазного живлення відповідно створюють пульсуюче або біжуче магнітні поля. Такі поля в свою чергу відповідно формують у ванні печі двоконтурну або одноконтурну вихрові течії рідкого металу. Для обох режимів роботи таких електромагнітних перемішувачів визначено силовий вплив на рідкий метал інтегральних електромагнітних сил та визначена інтенсивність

вихрового руху металу в залежності від зазору між індуктором і рідким металом, полюсним діленням і кількістю стрижнів магнітного осердя. Серед розглянутих конструктивних рішень універсальних індукторів найбільш ефективними виявилися двострижневі та тристрижневі індуктори. Для універсальних індукторів при багатofазному живленні вперше виявлено реверс одноконтурної вихрової течії при зміні полюсного ділення індуктора.

3. Для універсальних електромагнітних перемішувачів рідкого металу з дво- та тристрижневими лінійними індукторами встановлено залежності середньої швидкості вихрового руху рідкого металу у ванні печі від частоти струму живлення. Вперше виявлено реверс двоконтурної вихрової течії рідкого металу зі зміною частоти струму для електромагнітного перемішувача із тристрижневим індуктором у режимі однофазного живлення. Викладено рекомендації щодо вибору оптимальних (раціональних) частот живлення універсальних електромагнітних перемішувачів рідкого металу для плавильних агрегатів.

РОЗДІЛ 4

ДОСЛІДЖЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ТА ВИЗНАЧЕННЯ ОСНОВНИХ ЗАКОНОМІРНОСТЕЙ ЕЛЕКТРОМАГНІТНОГО ПЕРЕМІШУВАННЯ РІДКОГО МЕТАЛУ ЗА ДОПОМОГОЮ УНІВЕРСАЛЬНИХ ЕЛЕКТРОМАГНІТНИХ СИСТЕМ

У попередньому розділі проведено моделювання універсальних електромагнітних систем перемішування рідкого металу з почерговою силовою дією пульсуючого і біжучого магнітних полів. У зв'язку з досить великою кількістю розрахункових варіантів дослідження на цьому етапі проводилося у спрощеному вигляді, а саме: у двовимірній (2D) постановці, при заданих ампер-витках котушок індуктора та за безіндукційного наближення. В результаті такого моделювання встановлено, що найбільш ефективними серед розглянутих можна вважати системи, які побудовані на основі дво- та тристрижневих індукторів.

У цьому розділі при більш точній 3D постановці будуть досліджені зазначені системи з метою визначення їх параметрів та технічних характеристик, виконано порівняльний аналіз цих двох систем. Моделювання буде проводитися як при заданих струмах, так і при заданих напругах на котушках індукторів. На цьому етапі дослідження буде виконуватися більш ґрунтовно з врахуванням індукованого за рахунок руху металу електромагнітного поля, буде проводитися мультифізичне моделювання не тільки електромагнітних і гідродинамічних, але і теплових процесів.

4.1 Порівняльний аналіз дво- і тристрижневих електромагнітних систем з почерговою дією пульсуючого і біжучого магнітних полів

Проведені в розд. 3 у двовимірній постановці розрахункові дослідження систем електромагнітного перемішування рідкого металу в плавильних агрегатах на основі універсальних індукторів, які почергово створюють пульсуюче і біжуче магнітні поля, дали можливість в першому наближенні визначити найбільш

ефективні системи перемішування. Ними, як було зазначено, виявилися системи з дво- та тристрижневими індукторами. Ефективність цих двох систем при такому дослідженні виявилася приблизно однаковою.

Для більш точного визначення ефективності зазначених систем у цьому розділі на основі комп'ютерного 3D моделювання електромагнітних і гідродинамічних процесів будуть визначені електромагнітні та гідродинамічні параметри дво- і тристрижневої електромагнітних систем (універсальних індукторів) для двох режимів живлення (одно- і багатofазного), а також проведено порівняльний аналіз цих конструктивних рішень.

Дослідженню підлягали два перемішувачі, електромагнітні системи (індуктори) яких представлено на рис. 4.1. Вважалося, що кожний з них прилаштований до бічної стінки ванни відбивної печі, в якій знаходиться розплавлений метал (алюміній).

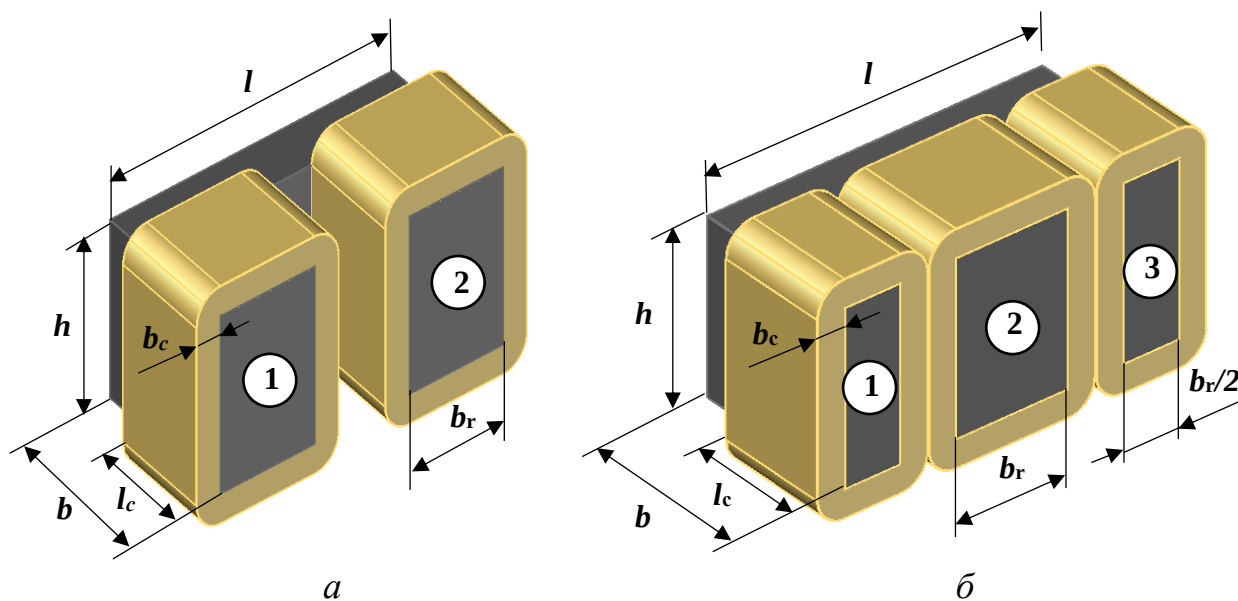


Рис. 4.1 Універсальні індуктори з двострижневим (а) і тристрижневим (б) феромагнітними осердями

Моделювання електромагнітного поля для обох систем проводилося як при заданих струмах, так і при заданих напругах на котушках індукторів. Розрахунки виконувалися відповідно до математичних моделей, наведених у розд. 2.

Оцінка ефективності обох перемішувачів для кожного режиму проводилася за допомогою усередненої по всій ванні печі швидкості рідкого металу W , а також

за допомогою розмірного критерію $W_s = W / S_{em}^{1/2}$, який представляє собою усереднену швидкість, віднесену до кореня квадратного з електромагнітної потужності перемішувача S_{em} [9].

Моделювання проводилося за таких вихідних даних. Об'єм рідкого металу (алюмінію), що знаходиться в ванні печі, складає $(3 \times 2 \times 0,5)$ м³. Кожний із індукторів розміщений біля більшої бокової стінки ванни печі симетрично відносно металу як по довжині, так і висоті, на відстані від нього $\delta = 0,1$ м. Основні геометричні розміри, які позначені на рисунку, для обох індукторів приймалися однаковими. Вони склали: довжина осердя $l = 0,6$ м, ширина $b = 0,3$ м, висота $h = 0,3$ м, ширина і довжина стрижня $b_r = 0,2$ м і $l_c = 0,2$ м. Розміри всіх котушок однакові, їх довжина дорівнює довжині стрижня l_c , а ширина поперечного перерізу $b_c = 0,05$ м.

Усі розрахунки виконувалися при живленні котушок струмом промислової частоти. Для варіантів розрахунків, які виконувалися при заданих струмах, заданими приймалися сумарні ампер-витки всіх котушок перемішувача, які рівномірно розподілялись по котушках. Було прийнято, що амплітудне значення цих ампер-витків для кожного перемішувача $\sum_{i=1}^n I_i \cdot w_i = 60$ кА (n – число котушок перемішувача). При цьому величина густини струму в розрахунковій області котушок задавалася як $J = I_i w_i / (l_c b_c)$. У режимі пульсуючого магнітного поля струми в сусідніх котушках для обох перемішувачів були зсунуті між собою на кут $\psi_I = 180$ ел. град., а в режимі біжучого поля розглядалися два варіанти, коли цей кут складав 60 і 120 ел. град.

У результаті проведених таким чином розрахунків підтверджено, що обидва перемішувачі у випадку однофазного живлення ($\psi_I = 180$ ел. град.) створюють у ванні печі двоконтурну вихрову течію рідкого металу, а при багатофазному (як при $\psi_I = 60$ ел. град., так і при $\psi_I = 120$ ел. град.) – одноконтурну. На рис. 4.2 представлено розраховані течії металу в середньому по висоті перерізу об'єму

рідкого металу: рис. *a* і *б* демонструють перемішувач з двострижневим осердям, а рис. *в* і *г* – тристрижневий перемішувач. Представлені на цих рисунках течії отримано при однофазному (рис. 4.2 *a* і *в*) і багатofазному (рис. 4.2 *б* і *г*) живленні котушок з кутом $\psi_I = 60$ ел. град.

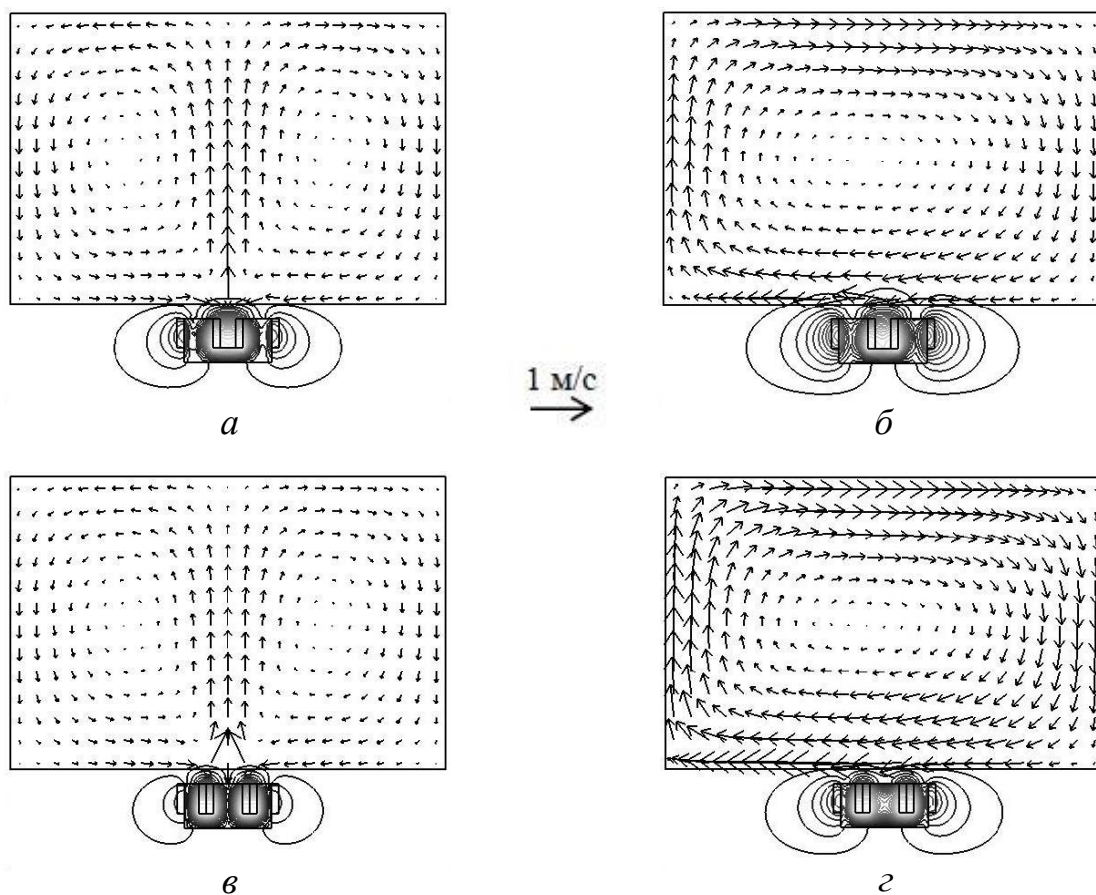


Рис. 4.2 Розраховані течії металу в середньому по висоті перерізі ванни печі:

a, б – для двострижневого індуктора; *в, г* – для тристрижневого;

a, в – в режимі однофазного живлення; *б, г* – в режимі багатofазного живлення

У табл. 4.1 і 4.2 наведено числові значення основних параметрів перемішувачів, які були при цьому отримані. У цих таблицях позначено: P , Q і S – активна, реактивна і повна потужності перемішувача відповідно; P_m – потужність, що виділяється в рідкому металі у вигляді джоульового тепла; B_{av} – середня індукція магнітного поля в осерді. Аналізуючи дані цих таблиць, необхідно зазначити, що обидва перемішувачі більш ефективні в режимі біжучого магнітного поля (при багатofазному живленні). Це видно як за усередненою швидкістю W , так і за критерієм W_S . Якщо порівняти ці перемішувачі між собою, то в режимі

пульсуючого магнітного поля більш ефективним є перемішувач з двома стрижнями, а в режимі біжучого поля – тристрижневий перемішувач. Що стосується багатofазного режиму живлення з різними фазовими кутами ψ_I , то, якщо виходити з критерію W_S , більш ефективною згідно з отриманими даними є робота обох перемішувачів при $\psi_I = 60$ ел. град.

Таблиця 4.1

Числові значення параметрів перемішувача із двострижневим індуктором, для якого проводився розрахунок при заданих струмах

Режим	ψ_I , ел. град.	W , м/с	W_S , м/(с·кВА ^{1/2})	S , кВА	P , кВт	Q , кВАр	P_m , кВт	B_{av} , Тл
1	180	0,1	0,0054	410	18,9	409,5	14,9	0,87
2	60	0,12	0,0076	254,5	11,2	254,2	7,1	0,53
3	120	0,118	0,0062	358,1	16,4	357,7	12,3	0,77

Таблиця 4.2

Числові значення параметрів перемішувача із тристрижневим індуктором, для якого проводився розрахунок при заданих струмах

Режим	ψ_I , ел. град.	W , м/с	W_S , м/(с·кВА ^{1/2})	S , кВА	P , кВт	Q , кВАр	P_m , кВт	B_{av} , Тл
1	180	0,08	0,0043	358	9	357,5	6,6	0,94
2	60	0,24	0,0185	164	6,8	163,5	4,4	0,56
3	120	0,27	0,0155	301	9,2	300,6	6,8	0,86

Моделювання електромагнітних перемішувачів при заданих напругах на котушках хоча і є більш складною задачею, але отримані при цьому результати мають більшу практичну цінність, оскільки відповідають реальному живленню їх від промислової мережі (силового трансформатора). В розрахунках напруга на кожній котушці приймалася рівною $U = 380$ В (ефективне значення). У режимі пульсуючого магнітного поля напруги на сусідніх котушках для обох перемішувачів були зсунуті між собою на кут $\psi_U = 180$ ел. град., а в режимі біжучого поля розглядалися два варіанти, коли цей кут складав $\psi_U = 60$ і 120 ел. град. Такі значення кутів, як відомо, може забезпечити трифазна електромережа.

Для того, щоб мати можливість порівняти отримані результати з наведеними вище даними, для кожного варіанту підбиралася така кількість витків у кожній

котушці, яка б забезпечувала приблизно рівні значення струму в кожній з них, а сумарні ампер-витки всіх котушок (струмове навантаження) для кожного перемішувача складали б, як і раніше, $\sum_{i=1}^n I_i \cdot w_i = 60 \text{ кА}$.

У табл. 4.3 і 4.4 наведено результати цих розрахунків. Цифрові індекси величин у цих таблицях означають номери стрижнів для кожного перемішувача, позначені на рис. 4.1. Наведені дані показують, що, як і в попередньому випадку, ефективність перемішувача при однофазному живленні більша для двострижневого перемішувача, а при багатозфазному – для тристрижневого. Єдина відмінність – це та, що при багатозфазному живленні (у випадку біжучого поля) більш оптимальним з точки зору ефективності є живлення їх від системи напруг з кутом $\psi_U = 120$ ел. град., а не 60 ел. град. Це можна пояснити тим, що, незважаючи на однакове струмове навантаження, його силова дія при заданих струмах і заданих напругах є різною за рахунок різних фазових кутів струмів. Так, наприклад, для двострижневого перемішувача при живленні його котушок від напруг з кутом $\psi_U = 60$ ел. град. фазовий кут зсуву між струмами цих котушок складає $\psi_I = 32$ ел. град., а не 60 ел. град., як це було у випадку живлення їх від заданих струмів.

Таблиця 4.3

Числові значення параметрів перемішувача із двострижневим індуктором, для якого проводився розрахунок при заданих напругах

Режим	ψ_U , ел. град.	W , м/с	W_S , м/(с·кВА ^{1/2})	S , кВА	P , кВт	P_1 , кВт	P_2 , кВт
1	180	0,111	0,0054	416,7	19,3	9,6	9,7
2	60	0,087	0,0058	222	9,6	32,6	-23
3	120	0,133	0,0077	294,4	13,2	58,5	-45,3

Продовж. табл. 4.3

Режим	Q , кВАр	Q_1 , кВАр	Q_2 , кВАр	P_m , кВт	B_{av} , Тл	I_1 , А	I_2 , А	w_1	w_2
1	416,2	208,2	208,2	15,1	0,87	579,6	550,3	39	39
2	221,9	221,9	112	5,4	0,41	302,5	302,1	71	71
3	294	294	144,1	9	0,63	412,5	411,3	52	52

Таблиця 4.4

**Числові значення параметрів перемішувача із тристрижневим індуктором,
для якого проводився розрахунок при заданих напругах**

Режим	ψ_U , ел. град.	W , м/с	W_s , м/(с·кВА ^{1/2})	S , кВА	P , кВт	P_1 , кВт	P_2 , кВт	P_3 , кВт	Q , кВАр
1	180	0,07	0,0041	329	8,2	2,8	2,6	2,8	328,7
2	60	0,161	0,0157	104,6	5	21,5	2,1	-18,6	104,5
3	120	0,273	0,017	256	8,7	33,5	3,6	-28,4	255,9

Продовж. табл. 4.4

Режим	Q_1 , кВАр	Q_2 , кВАр	Q_3 , кВАр	P_m , кВт	B_{av} , Тл	I_1 , А	I_2 , А	I_3 , А	w_1	w_2	w_3
1	109,6	109,8	109,4	5,8	0,89	289,4	290,1	288,6	56	36	56
2	31,5	39,3	33,7	2,6	0,34	100,7	103,9	101,8	140	140	140
3	80,7	90,4	84,8	6,3	0,78	230,5	239	236,2	64	54	64

На рис. 4.3 наведено векторні діаграми напруг і струмів у котушках для електромагнітних перемішувачів з двома (а і б) і трьома (в і г) стрижнями при багатофазному живленні. Рис. 4.3 а і в отримані при живленні котушок від напруг з кутом $\psi_U = 60$ ел. град., а рис. 4.3 б і г – з кутом $\psi_U = 120$ ел. град. Всі напруги і струми на цих рисунках представлено в одному масштабі. Видно, що за рахунок різного взаємного впливу котушок одна на одну, навіть для трикотушкової системи при живленні її від трифазної симетричної системи напруг ($\psi_U = 120$ ел. град.), струми в котушках є суттєво несиметричними. Це призводить, як видно з табл. 4.3 і 4.4, до нерівномірного розподілу складових потужностей по котушках. Особливо це стосується активної потужності. В обох перемішувачах відбувається навіть перекачування активної енергії з однієї фази мережі до іншої. Енергія перекачується від фази мережі, що живить котушку, для якої кут між напругою і струмом складає більше 90 ел. град., до фази котушки, для якої цей кут є меншим 90 ел. град. (див. рис. 4.3). Таке перекачування для двострижневого перемішувача, певна річ, відбувається між фазами сусідніх стрижнів, а для тристрижневого – між фазами, що живлять котушки, які розміщені на бокових (першому і третьому згідно з рис. 4.1) стрижнях. В табл. 4.3 і 4.4 активні потужності цих котушок мають різні знаки.

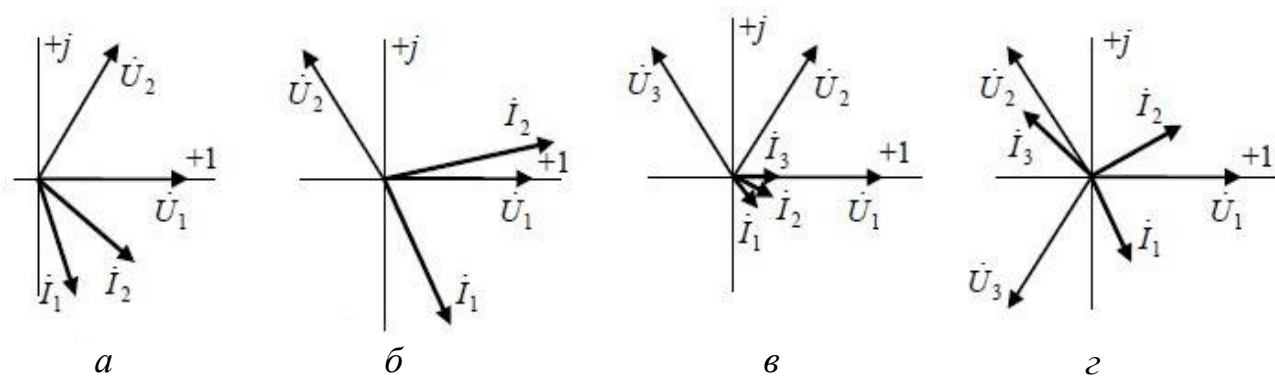


Рис. 4.3 Векторні діаграми напруг і струмів у котушках для електромагнітних перемішувачів з двома (*а* і *б*) і трьома (*в* і *г*) стрижнями при багатофазному їх живленні

Виходячи з отриманих у результаті моделювання даних, для кожного перемішувача можна рекомендувати робочі режими для реалізації почергової дії на метал пульсуючого і біжучого магнітних полів. Що стосується вибору тієї чи іншої конструкції перемішувача з метою її практичного використання, то це питання має розглядатися з врахуванням технологічних аспектів (режимів) перемішування металу в печі, технічних можливостей системи електроживлення та інших особливостей. Наведений аналіз показує, що обидва конструктивні рішення універсального електромагнітного перемішувача можна рекомендувати до використання на практиці.

4.2 Дослідження теплового стану розплаву при електромагнітному перемішуванні за допомогою універсальної системи

В попередніх розділах даної роботи силова дія електромагнітного поля універсальних систем електромагнітного перемішування визначалася на основі розподілу електромагнітних сил, що виникають в об'ємі рідкого металу, та швидкості руху розплаву. Але оскільки системи, що досліджуються в цій роботі, призначаються в основному для перемішування рідкого металу в плавильних агрегатах, в яких здійснюється нагрівання металу, оцінку ефективності перемішування можна проводити також за тепловим станом розплаву у ванні печі. Критерієм ефективності в цьому випадку може виступати різниця максимального

та мінімального або максимального та середнього значень температури в об'ємі розплаву. Отримати реальні значення такого критерію можна на основі розв'язання (моделювання) теплової задачі, математична модель якої наведена у розд. 2.

Попередньо слід зазначити, що існують два різні технологічні прийоми перемішування розплаву у ванні плавильних агрегатів (печах, міксерах), згідно з якими, в одному випадку відбувається одночасне нагрівання і перемішування рідкого металу, в іншому – метал спочатку нагрівають, а потім перемішують. У цьому розділі будуть наведені результати чисельного моделювання та дослідження теплових процесів у ванні відбивної печі (міксера), як при одночасному, так і при послідовному нагріванні та електромагнітному перемішуванні алюмінієвого розплаву за допомогою універсального індуктора, який окремо створює біжуче та пульсуюче магнітні поля.

Процеси досліджувалися на прикладі електромагнітного перемішувача, побудованого на основі тристрижневого індуктора з електричними котушками на кожному стрижні (рис. 4.1 б). При живленні такого індуктора трифазним струмом він, як було показано, створює біжуче магнітне поле, а у випадку однофазного живлення – пульсуюче. Індуктор, як і раніше, прилаштовано до бічної стінки ванни відбивної печі для алюмінію (рис. 4.4).

Задача нагрівання металевого розплаву у відбивній печі при його електромагнітному перемішуванні вирішувалася у три етапи шляхом мультифізичного моделювання трьох тривимірних задач розрахунку електромагнітного поля, гідродинаміки і теплопередачі (див. розд. 2) На першому етапі виконувався розрахунок електромагнітного поля в системі "перемішувач – ванна з рідким металом", що дозволило отримати розподіл об'ємних електромагнітних сил, які зумовлюють рух рідкого металу. Моделювання проводилося на промисловій частоті струму живлення, а тому з метою спрощення не враховувалося індуковане за рахунок руху металу електромагнітне поле. На другому етапі здійснювався розрахунок нестационарного руху рідкого металу шляхом розв'язання нелінійних усереднених Рейнольдсом рівнянь Нав'є-Стокса з використанням k - ϵ моделі турбулентності. На третьому етапі виконувався

розрахунок розподілу температури металу у ванні печі при його нагріванні з врахуванням поля швидкості та її пульсацій, яке було отримано при визначенні руху рідкого металу.

Моделювання проводилося для відбивної печі з приготування алюмінієвих сплавів (рис. 4.4), ванна якого має внутрішні розміри (в плані) $(3 \times 2) \text{ м}^2$, а висота металу в ній – 0,5 м. Загальна товщина бокових стінок печі складала 0,22 м, нижньої стінки (дна) – 0,32 м, з яких 0,02 м зовні займала каолінова вата, а інше – шамотна цегла. Індуктор перемішувача поміщено у виріз (вікно) бокової стінки печі. Між індуктором і рідким металом знаходиться неелектропровідна (керамічна) стінка товщиною 0,1 м.

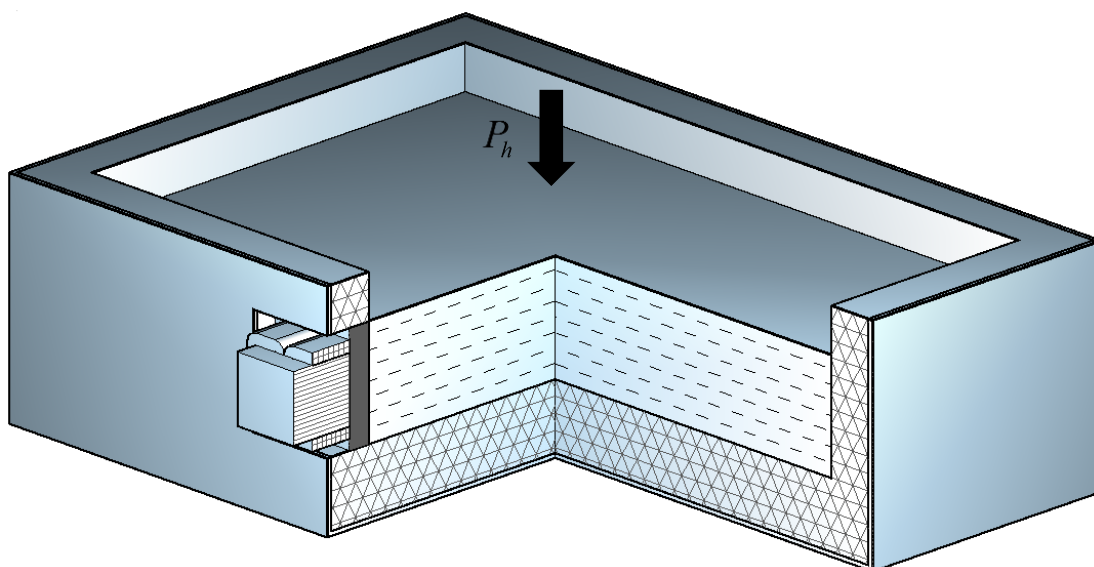


Рис. 4.4 Макет відбивної печі для приготування алюмінієвих сплавів

Розглядалася конструкція перемішувача з індуктором, що має тристрижневе шихтоване феромагнітне осердя, на кожному стрижні якого розташовані електричні котушки. Розміри індуктора приймалися такими: довжина осердя – 0,6 м, його висота – 0,3 м, ширина – 0,3 м, довжина стрижня (і довжина котушки) – 0,2 м, ширина центрального стрижня – 0,2 м, крайніх – 0,1 м, ширина поперечного перерізу кожної котушки – 0,05 м.

Всі розрахунки виконувалися при живленні котушок струмом промислової частоти. Було прийнято, що амплітудне значення ампер-витків кожної котушки складає 20 кА.

4.2.1 Моделювання фізичних процесів у пічному агрегаті при одночасному нагріванні і перемішуванні рідкого металу

У цьому випадку розглядалася наступна ситуація. Нагрівання рідкого металу зазначеного об'єму у ванні печі тривало протягом 20 хвилин. За початкову температуру розплаву приймалася температура плавлення алюмінію, тобто 933 К (660 °С). Метал нагрівався тепловим потоком загальною потужністю $P_h = 600$ кВт, що надходив рівномірно через верхню поверхню (дзеркало) металу. Інтенсивність нагрівання на поверхні при цьому складала 100 кВт/м². Початковий розподіл температури стінок печі визначався шляхом попереднього розрахунку стаціонарної теплової задачі із заданою температурою внутрішніх поверхонь стінок, що дорівнює початковій температурі розплаву.

Розрахунок як стаціонарної, так і нестаціонарної теплових задач проводився для трьох підобластей: власне рідкого металу та двох підобластей стінок (див. рис. 4.4), які моделювали два шари теплоізоляційних матеріалів (шамотної цегли та каолінової вати). Керамічній стінці між перемішувачем та розплавом надавалися теплофізичні характеристики шамотної цегли. Задача розв'язувалася в лінійній постановці – коефіцієнти рівняння теплопровідності приймалися незалежними від температури. Значення фізичних характеристик матеріалів, що використовувалися при розрахунку теплопередачі, наведені в табл. 4.5.

Таблиця 4.5

Фізичні характеристики матеріалів, що використовувалися при розрахунку процесу теплопередачі

Матеріали	Алюміній	Шамотна цегла	Каолінова вата
Коефіцієнт теплопровідності k , Вт/(м·К)	95	1,1	0,2
Питома теплоємність C , Дж/(кг·К)	1090	972	920

Внутрішніми джерелами тепла в об'ємі розплаву, зумовленими протіканням вихрових струмів та тепловиділенням за рахунок в'язкого тертя при русі, нехтувалося, оскільки їх сукупна частка становила менше 5% від основного теплового потоку P_h .

В розрахунках враховувалися втрати теплоти за рахунок вільної конвекції в навколишнє середовище через бокові стінки та дно печі. Коефіцієнти тепловіддачі знаходилися виходячи з температури зовнішньої поверхні печі, розподіл якої було отримано в результаті розрахунку вищезазначеної стаціонарної теплової задачі. Вони визначалися у відповідності з формулою [101]

$$h = 2,05 \cdot (T_w - T_0)^{0,25},$$

де T_w , T_0 – середня температура зовнішньої поверхні стінок та оточуючого середовища відповідно. Вважалось, що за той час, протягом якого тривало нагрівання металу, температура стінок T_w залишалася незмінною.

Для оцінки ефективності перемішування використовувалися наступні характеристики (параметри): максимальна T_{s_max} та середня T_{s_av} температури на поверхні розплаву; різниці цих температур по відношенню до середньої температури T_{v_av} в об'ємі металу, тобто відповідно ΔT_{s_max} та ΔT_{s_av} . В якості інтегральної (усередненої за час нагрівання) характеристики процесу приймалася середня в часі максимальна температура перегрівання поверхні рідкого металу

$$T_{max_av} = \frac{1}{t_h} \int_0^{t_h} \Delta T_{s_max} dt.$$

За результатами розрахунків встановлено, що протягом прийнятого терміну нагрівання, котрий складає $t_h = 1200$ с, незалежно від наявності чи відсутності перемішування середня в об'ємі металу температура T_{v_av} змінюється приблизно на однакову величину, а саме на $(84,5 \pm 1,5)$ К і досягає $(1019 \pm 1,5)$ К. Із затрачених на нагрівання 200 кВт·год енергії частка, що йде на підігрівання розплаву, становить близько 90,9 %, 5,8 % витрачається на нагрівання стінок, а 3,3 % передається за рахунок тепловіддачі в навколишнє середовище. В цьому балансі не враховуються втрати теплоти на нагрівання та тепловіддачу через склепіння (верхню кришку) печі.

На рис. 4.5 в якості ілюстрації представлено рух розплаву в середній по висоті металу площині та розподіл температури на його поверхні в кінці нагрівання.

Рис. 4.5 *а* відповідає випадку однофазного живлення перемішувача, за яким створюється пульсуюче магнітне поле, рис. 4.5 *б* – трифазному живленню з біжучим магнітним полем.

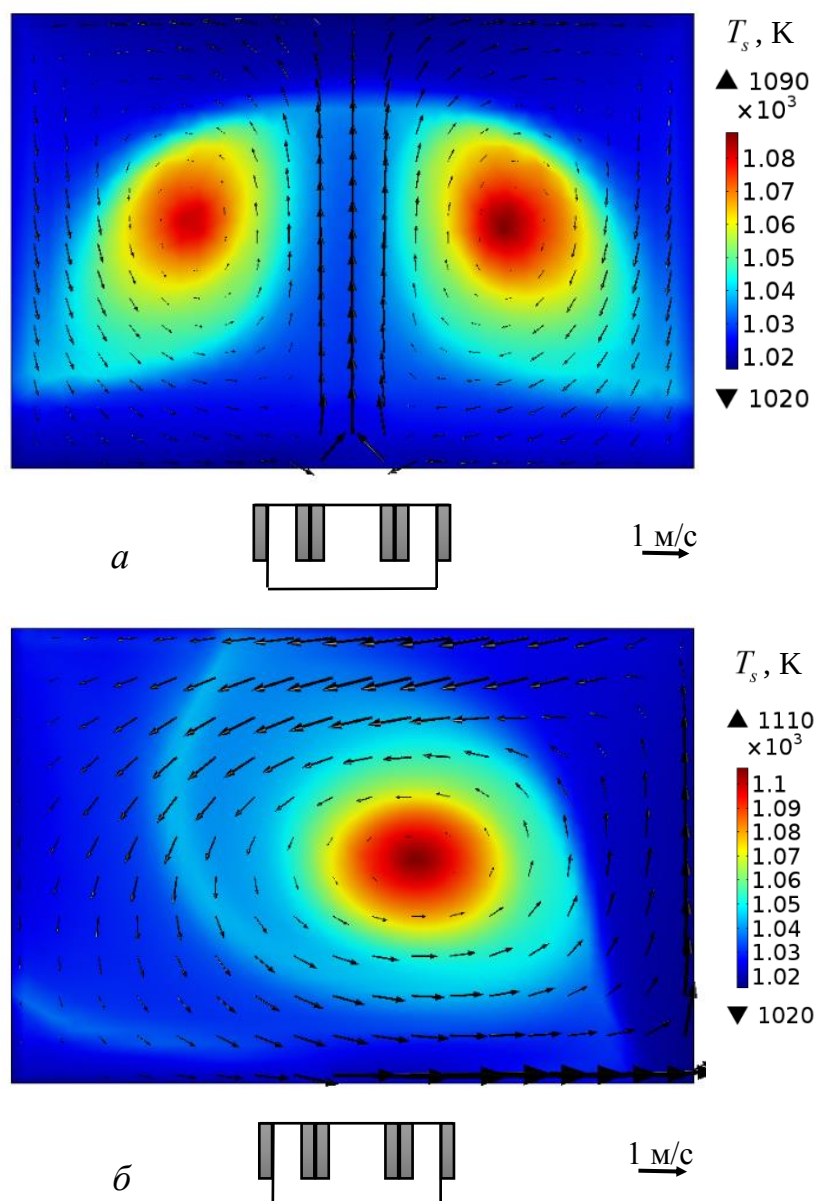


Рис. 4.5 Рух розплаву в середній по висоті металу площині та розподіл температури на його поверхні в кінці нагрівання: *а* – режим однофазного живлення, *б* – режим трифазного живлення

На цьому рисунку показано кольорову картину розподілу температури на поверхні металу з відповідними шкалами в градусах Кельвіна, стрілками позначено величину та напрямок швидкості руху рідкого металу. Максимальне перегрівання металу на верхній поверхні спостерігається в області застійних зон, які є центрами вихрового руху при перемішуванні. Як видно з наведених шкал, максимальна

температура на поверхні металу у випадку біжучого поля є дещо вищою. В кінці процесу нагрівання різниця температур ΔT_{s_max} між максимальною температурою на поверхні та середньою в об'ємі відповідно складає 71 К та 91 К. Таким чином, не зважаючи на більш низький рівень швидкості руху металу при перемішуванні за допомогою пульсуючого магнітного поля, його ефективність по цьому показнику є дещо вищою.

Для підтвердження необхідності перемішування металу у відбивній печі на рис. 4.6 представлено залежності середньої температури на поверхні розплаву T_{s_av} з плином часу за відсутності перемішування (крива 1) та при перемішуванні розплаву за допомогою пульсуючого (крива 2) і біжучого (крива 3) магнітних полів. Тут же наведено залежність середньої температури в об'ємі розплаву T_{v_av} (крива 4), яка змінюється з часом практично лінійно. Як і передбачалося, у відбивній печі за відсутності перемішування має місце значне перегрівання металу на поверхні, яке суттєво може бути зменшено за рахунок перемішування. Так, в кінці нагрівання різниця ΔT_{s_av} середньої температури на поверхні та в об'ємі становить 154 К без перемішування та 20 і 21 К при перемішуванні пульсуючим і біжучим магнітними полями відповідно. Важливо зазначити, що при перемішуванні приблизно через 50 с після вмикання індуктора різниця температур ΔT_{s_av} впродовж подальшого нагрівання лишається майже незмінною. За відсутності перемішування ця різниця весь час зростає в процесі нагрівання. Нагадаємо, що розрахунок теплової задачі виконувався з врахуванням нестационарного руху рідкого металу при вмиканні перемішувача. Тривалістю електромагнітного перехідного процесу при цьому нехтувалося.

В роботі [9] було показано, що зміщення перемішувача вниз відносно симетричного положення по висоті металу сприяє зменшенню максимальної швидкості руху розплаву на його поверхні без суттєвої втрати при цьому гідродинамічної ефективності перемішувача. Як відомо [23], зменшення швидкості металу на поверхні нижче граничного значення ($\sim 0,5$ м/с) дозволяє суттєво зменшити замішування окисної плівки в глибину розплаву, що природно підвищує

його якість. На рис. 4.7 представлено різницю ΔT_{s_av} середніх температур на поверхні розплаву та в його об'ємі при симетричному (криві 1, 2) та зміщеному вниз (на 0,1 м) положеннях перемішувача (криві 3, 4). На цьому рисунку представлено результати розрахунку у випадку перемішування біжучим (криві 1, 3) і пульсуючим (криві 2, 4) магнітними полями. В обох випадках зміщення перемішувача вниз призводить до зменшення різниці температур ΔT_{s_av} приблизно у 1,5 рази (з 20 до 13 К). Отже, і з теплової точки зору (як і з гідродинамічної) зміщення перемішувача вниз призводить до позитивних результатів.

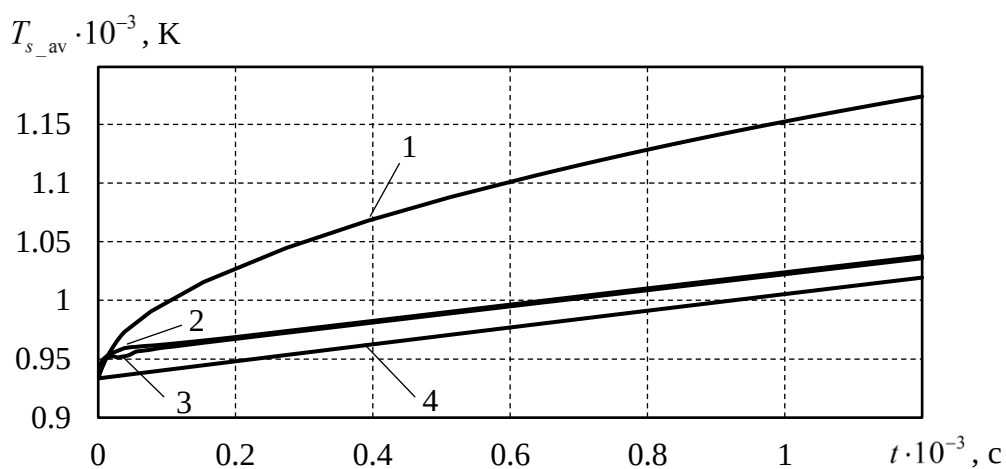


Рис. 4.6 Залежності середньої температури на поверхні розплаву T_{s_av} з плином часу: 1 – за відсутності перемішування, 2 – при однофазному живленні, 3 – при багатофазному живленні, 4 – середня температура в об'ємі розплаву (не залежить від наявності чи відсутності перемішування та способу живлення)

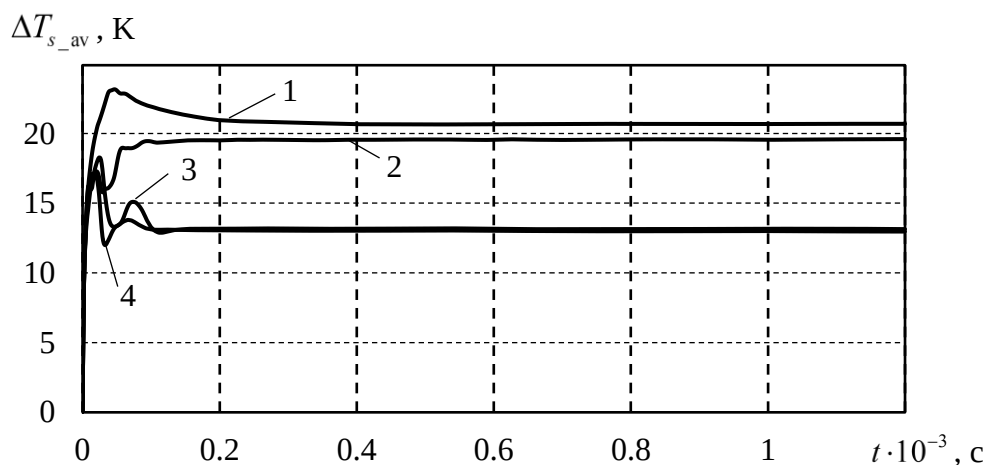


Рис. 4.7 Різниця середніх температур на поверхні розплаву та його об'ємі: 1, 2 – для симетрично розташованого індуктора по висоті відносно металу; 3, 4 – для зміщеного вниз індуктора

В подальшому проводилися дослідження впливу на тепловий стан розплаву у ванні печі почергової зміни біжучого та пульсуючого магнітних полів шляхом перемикавання трифазного та однофазного живлення перемішувача. Для цього розраховувався розподіл температури металу у ванні печі з плином часу для різних періодів перемикавання індуктора з одного режиму живлення на інший. На рис. 4.8 представлено отриману таким чином залежність ΔT_{s_max} з періодом перемикавання $\tau = 300$ с (крива 3). Нестационарний розрахунок температури при цьому виконувався з врахуванням зміни траєкторій руху та значень швидкості в перехідних гідродинамічних режимах (при перемиканні живлення перемішувача).

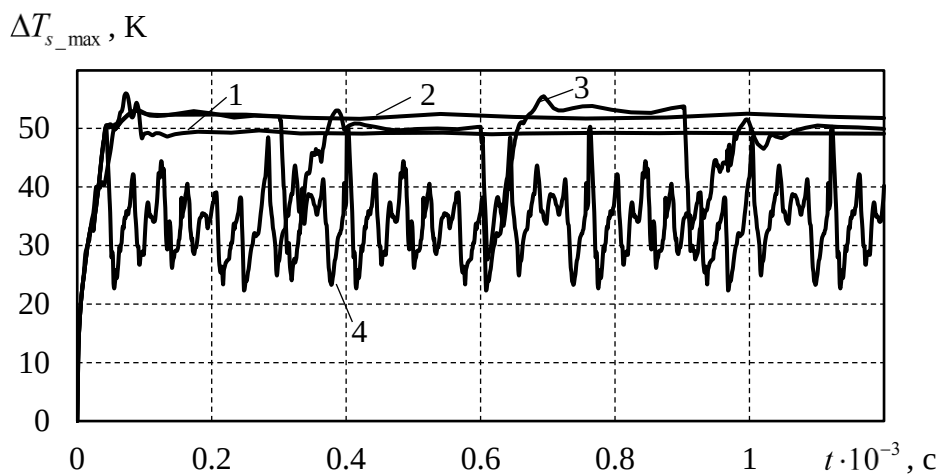


Рис. 4.8 Залежність максимальної температури на поверхні розплаву ΔT_{s_max} з плином часу при комбінованому способі перемішування та симетричному розташуванні індуктора відносно металу: 1 – режим однофазного живлення, 2 – режим багатофазного живлення, 3 – період перемикавання $\tau = 300$ с, 4 – $\tau = 40$ с

Зменшення максимальної температури перегрівання поверхні розплаву в цьому режимі по відношенню до постійного використання біжучого або пульсуючого полів протягом всього процесу нагрівання (криві 1, 2) спостерігалось лише короткочасно (приблизно протягом 40-50 с) під час нестационарного руху рідкого металу, тобто під час перебудови структури течії металу. Інтегрально у відповідності з середньою за часом максимальною температурою перегрівання рідкого металу T_{max_av} це не призводить до суттєвого зменшення перегрівання поверхні металу. Значного зменшення T_{max_av} вдалося досягти, прийнявши період перемикань $\tau = 40$ с (крива 4), що приблизно відповідає тривалості перехідного

гідродинамічного процесу при комбінованому перемішуванні. Оскільки при цьому застійні зони не встигають сформуватися, то це призводить до зменшення інтегрального (середнього) перегрівання поверхні розплаву.

Ефективність електромагнітного перемішування рідкого металу у ванні відбивної печі можна оцінити з табл. 4.6, в якій зведено значення величини $T_{\max_av}$ для різних режимів перемішування (без перемішування, з перемішуванням окремо біжучим (БП) і окремо пульсуючим (ПП) магнітними полями при розміщенні індуктора симетрично металу по висоті та зміщенні його вниз відносно цієї симетрії, а також при почерговій зміні біжучого і пульсуючого магнітних полів з періодом перемикавання їх у часі в 300 і 40 с).

Таблиця 4.6

Значення максимальної температури на поверхні розплаву, усередненої по часу, $T_{\max_av}$ в залежності від режиму роботи універсальної системи перемішування рідкого металу

Режим перемішування	Без перем.	БП сим.	ПП сим.	БП вниз	ПП вниз	БП/ПП, вниз $\tau = 300$ с	БП/ПП, вниз $\tau = 40$ с
$T_{\max_av}$, К	120,4	83,4	68,7	51,4	48,7	48,6	33,6

З наведеної таблиці випливає, що використання універсального електромагнітного перемішувача із зміщенням його вниз відносно симетричного положення та з застосуванням почергової дії пульсуючого та біжучого магнітних полів дозволяє зменшити перегрівання верхньої поверхні розплаву у відбивній печі майже в чотири рази.

4.2.2 Моделювання фізичних процесів у пічному агрегатів при послідовному нагріванні і перемішуванні рідкого металу

В цьому випадку розглядалася робота перемішувача в чотирьох режимах: в режимі пульсуючого магнітного поля, в режимі біжучого поля, при почерговій дії пульсуючого і біжучого магнітних полів та при реверсному чергуванні в часі біжучого поля.

Моделювалася наступна ситуація. Рідкий метал заданого об'єму нагрівався у ванні печі через верхню поверхню тепловим потоком P_h у відсутності перемішування. Через заданий проміжок часу Δt нагрівання металу припинялося і водночас вмикався перемішувач в одному із зазначених режимів. Оцінка ефективності кожного режиму роботи перемішувача здійснювалася шляхом визначення в часі різниці ΔT між максимальною і мінімальною температурою рідкого металу. Кращим (більш ефективним) режимом вважався той, який забезпечував досягнення різниці ΔT допустимої неоднорідності температури (наприклад, 50 K) за менший проміжок часу.

Дослідження зазначеної ситуації також проводилося на основі чисельного розв'язання трьох тривимірних задач: стаціонарної задачі розрахунку електромагнітного поля та нестационарних гідродинамічної і теплової задач. У першій задачі визначалися об'ємні електромагнітні сили в рідкому металі, у другій – параметри його руху, а в третій – розподіл температури металу в часі з врахуванням теплопередачі за рахунок масопереносу. Процеси вважалися слабкозв'язаними, що дозволило розв'язувати задачі послідовно.

Моделювання електромагнітних, гідродинамічних і теплових процесів у відбивній печі з універсальним електромагнітним перемішувачем рідкого металу у цьому випадку проводилося при тих же вихідних даних, що і в розд. 4.2.1. Універсальний індуктор розташовувався біля більшої бокової стінки ванни печі симетрично щодо металу як по довжині, так і по висоті. Тепловий потік у режимі нагрівання рідкого металу прийнято рівним $P_h = 600$ кВт, а тривалість нагрівання (без перемішування) $\Delta t = 20$ хв. За початкову температуру розплаву прийнято температуру плавлення алюмінію, тобто 933 K. За 20 хв. нагрівання різниця ΔT між максимальною (на поверхні) і мінімальною (на дні ванни) температурою рідкого металу становила 265 K.

У результаті проведеного моделювання для кожного режиму перемішування отримано розподіл електромагнітних сил у рідкому металі, вихрові течії розплаву у ванні печі, а також розподіл температури металу з плином часу. На рис. 4.9 показано залежності різниці ΔT між максимальним і мінімальним значеннями

температури рідкого металу для різних режимів перемішування. Крива 1 на цьому рисунку відповідає роботі перемішувача в режимі багатофазного живлення, крива 2 – в режимі пульсуючого поля, крива 3 отримана в режимі почергової дії біжучого і пульсуючого магнітних полів, а крива 4 – при реверсному чергуванні в часі біжучого поля. Перемикання магнітних полів в останніх двох випадках здійснювалося з інтервалом у 40 с, що забезпечувало перемішування металу в режимі нестационарного гідродинамічного руху.

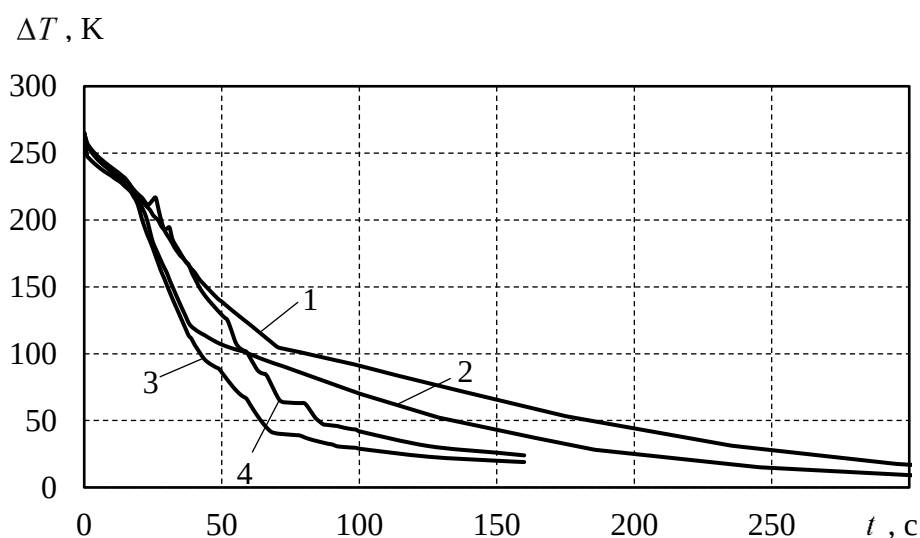


Рис. 4.9 Залежності різниці максимальних та мінімальних значень температури в об'ємі розплаву ΔT з плином часу: 1 – режим багатофазного живлення, 2 – однофазного живлення, 3 – комбінований, 4 – режим реверсу біжучого поля

Аналізуючи наведені дані, можна дійти наступного висновку. Якщо порівнювати між собою перші два режими, перевагу слід віддати роботі універсального перемішувача в режимі пульсуючого магнітного поля. Незважаючи на дещо нижчий рівень швидкості металу в порівнянні з режимом біжучого поля, двоконтурна структура руху в цьому випадку призводить до швидшого усереднення температури в об'ємі розплавленого металу. Що стосується режимів роботи перемішувача з перемиканням в часі магнітних полів, то обидва вони переважають за ефективністю перші два режими. Особливо це стосується режиму з почерговою дією пульсуючого і біжучого магнітних полів, що дозволяє рекомендувати його для практичного використання.

4.3 Вплив конструктивних елементів плавильної печі на ефективність універсальної системи електромагнітного перемішування рідкого металу

В попередніх розділах роботи розглядалися електромагнітні, гідродинамічні та теплові процеси в системі "універсальний індуктор – рідкий метал" для оцінки ефективності електромагнітного перемішування у відбивній печі, що плавить алюміній. Крім конструктивних параметрів універсальних систем електромагнітного перемішування аналізувалися також і різні режими перемішування, які вони здатні створювати. Проте потрібно зазначити, що такі дослідження виконувалися без врахування конструктивних елементів печі, які в тій або іншій мірі впливають на розподіл поля, створеного індуктором, що в кінцевому рахунку може позначитися на ефективності перемішування рідкого металу. Одним із таких елементів зокрема є металевий (феромагнітний) кожух печі.

На сьогодні відомі два конструктивних варіанти (рішення) прилаштування електромагнітного перемішувача до бокової стінки ванни печі. Згідно з одним із них у стінці печі формується вікно, в яке вставляється перемішувач. Між ним і рідким металом встановлюється керамічна плита, виготовлена, наприклад, із карбїду кремнію товщиною приблизно 50 мм. За другим варіантом у зазначене вікно вставляється металева ніша із тонколистової нержавіючої (немагнітної) сталі, у яку в свою чергу поміщається перемішувач. Між нішею і рідким металом знаходиться тонкий шар теплоізоляції (футерування). За першим варіантом на електромагнітне поле перемішувача вплив здійснює тільки кожух печі, а за другим – і кожух, і металева ніша. Оцінити вплив конструктивних елементів відбивної печі для плавлення алюмінію можна на основі моделювання електромагнітних процесів в системі "універсальний індуктор – рідкий метал" з урахуванням цих елементів.

Дослідження проводилися на прикладі універсального тристрижневого індуктора, прилаштованого до бокової стінки печі симетрично як по довжині, так і по висоті металу, що знаходиться у ванні печі (рис. 4.10). На цьому рисунку умовно показано обидва варіанти прилаштування індуктора, тобто варіант з керамічною плитою і варіант з металевою нішею. На ньому позначено: 1 – ванна печі з рідким

металом, 2 – універсальний індуктор, 3 – феромагнітний кожух печі, 4 – керамічна плита, 5 – металева ніша для перемішувача. За рахунок моделювання обох конструктивних рішень прилаштування перемішувача порізно досліджувалися впливи феромагнітного кожуха печі і металевої ніші перемішувача, тобто одна модель враховувала кожух печі, а інша – металеву нішу.

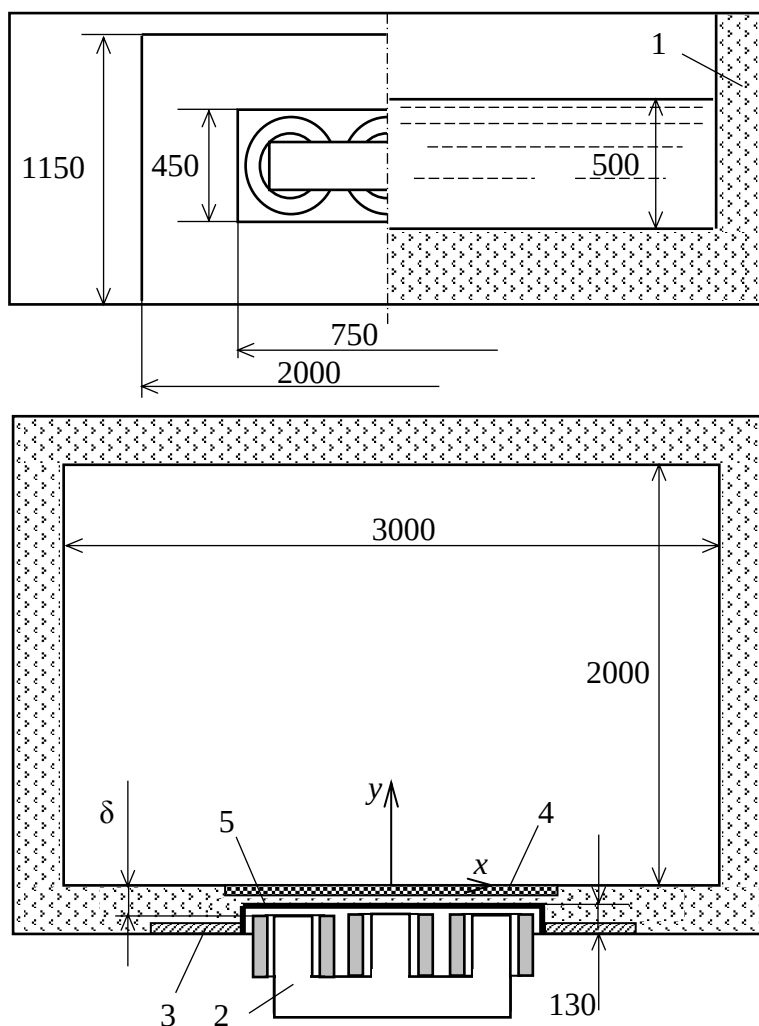


Рис. 4.10 Ванна відбивної печі з універсальним перемішувачем: 1 – ванна печі з рідким металом, 2 – універсальний індуктор, 3 – феромагнітний кожух печі, 4 – керамічна плита, 5 – металева ніша

Обидві системи моделювалися у тривимірній постановці за безіндукційного наближення. Основні геометричні розміри їх наведено на рис. 4.10. У ванні печі знаходиться розплавлений алюміній об'ємом $(3 \times 2 \times 0,5) \text{ м}^3$. Розміри тристрижневого індуктора прийняті такими, як і в попередньому розділі. Відстань між ним і рідким металом (зазор δ) для всіх варіантів склала 0,1 м. Струмове навантаження (сумарні ампер-витки) індуктора прийнято рівним 60 кА (амплітудне

значення), яке рівномірно розподілене по трьом котушкам. Фазовий зсув струмів між сусідніми котушками при трифазному живленні універсального індуктора склав 120 ел. град., а при однофазному – 180 ел. град. Частота живлення в обох випадках приймалася рівною 50 Гц (за виключенням заключної частини розділу, де вона була змінною).

Вплив феромагнітного кожуха печі. В розрахунковій моделі враховувався кожух тільки однієї стінки печі, а саме стінки, до якої прилаштовано індуктор. З метою спрощення розрахунків реальний кожух печі, який насправді являє собою складний металевий каркас з обшивкою, було замінено еквівалентною металевою феромагнітною плитою. Габаритні лінійні розміри її були зменшені до такого рівня, при якому подальше їх збільшення практично не змінює вплив такої плити на електромагнітне поле системи. Еквівалентний реальному кожуху вплив зазначеної плити на поле системи можна отримати за рахунок підбору або визначення її товщини. Проте в цій роботі така задача не ставилася, її вплив тут оцінювався для різних значень товщини плити. В розрахунках враховувалася нелінійна залежність відносної магнітної провідності матеріалу кожуха, яким була сталь марки 1030, від напруженості магнітного поля. Залежність $\mu(H)$ для заданого феромагнітного матеріалу представлялась нелінійною кривою намагніченості $B(H)$, яка в свою чергу інтерполювалася ефективною залежністю $B_{eff}(H)$ [102].

В результаті проведеного таким чином моделювання отримано значення інтегральних електромагнітних сил F , що виникають в рідкому металі, а також потужності тепловиділення в рідкому металі P_m і кожусі P_{fp} печі в залежності від товщини плити (умовного кожуха) Δ_{fp} . На рис. 4.11 наведено зазначені залежності для двох режимів живлення перемішувача – однофазного (пунктирні криві) і трифазного (суцільні криві). Всі дані на цьому рисунку представлені у відносному вигляді. За базові значення прийнято значення відповідних величин у відсутності феромагнітного кожуха за виключенням потужності тепловиділення (втрат) у кожусі, яка була віднесена до потужності тепловиділення в рідкому металі у відсутності кожуха. Із всіх трьох наявних компонент електромагнітних сил на

рис. 4.11 *а* для кожного режиму представлена тільки одна (основна) компонента, а саме, для трифазного режиму живлення, за яким у ванні печі створюється біжуче магнітне поле, що викликає одноконтурний рух рідкого металу, такою є тангенціальна сила F_x , а у випадку однофазного режиму основною компонентою є нормальна сила F_y , яка за рахунок пульсуючого магнітного поля створює у ванні печі двоконтурний рух рідкого металу.

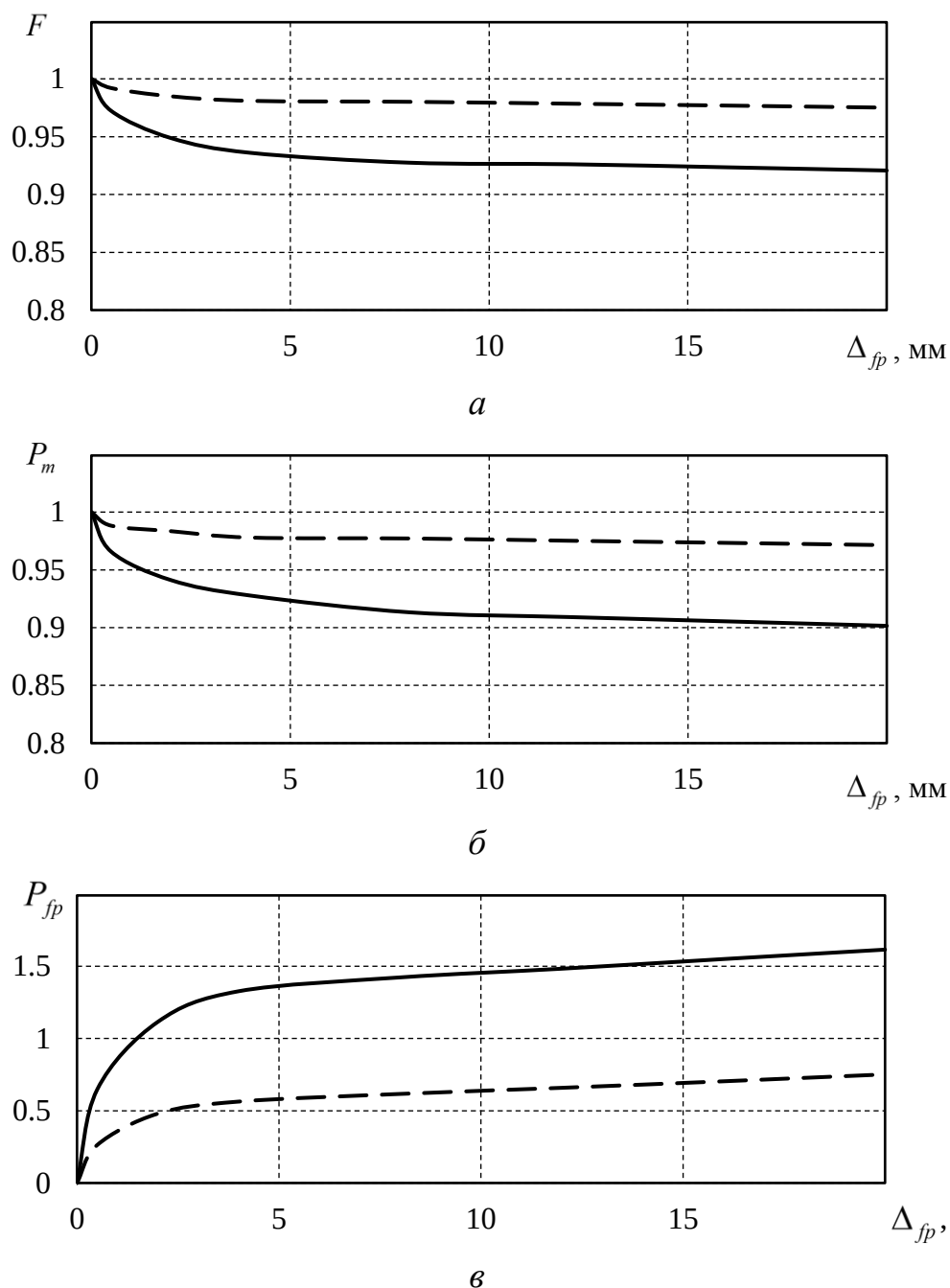


Рис. 4.11 Залежності інтегральних електромагнітних сил F (*а*) та потужності тепловиділення в рідкому металі P_m (*б*) і кожусі P_{fp} (*в*)

Аналіз даних, наведених на цьому рисунку, показує, що вплив феромагнітного кожуха печі на електромагнітне поле універсального перемішувача в цілому незначний. Так, в режимі однофазного живлення наявність кожуха печі зменшує силу F_y і потужність тепловиділення в рідкому металі P_m всього на декілька відсотків. Суттєвіше зменшення цих величин спостерігається у випадку трифазного живлення. Проте воно не перевищує 10 %. Що стосується залежності цих величин від товщини плити Δ_{fp} , то згідно з рис. 4.11, починаючи з товщини, яка є близькою до глибини проникнення електромагнітного поля у феромагнітну плиту, подальше збільшення Δ_{fp} практично уже мало впливає на них, хоча втрати в плиті (кожусі) P_{fp} зі збільшенням її товщини дещо ростуть (див. рис. 4.11в).

Вплив металевої ніші перемішувача. Як було зазначено вище, металеву нішу для перемішувача зазвичай виконують із нержавіючої немагнітної сталі. В розрахунках прийнято, що вона виконана із сталі марки 1X18H9T, лінійні розміри її позначені на рис. 4.10. Моделювання цієї системи проводилося для різної товщини Δ_{pp} листової сталі, з якої виготовлено нішу.

По аналогії з кожухом печі оцінка впливу металевої ніші проводилася на основі визначення інтегральних електромагнітних сил F , що діють на рідкий метал, а також потужності тепловиділення в рідкому металі P_m та в ніші перемішувача P_{pp} . На рис. 4.12 наведено отримані в результаті моделювання залежності цих величин (у відносному вигляді) від товщини стінки ніші Δ_{pp} (на рисунку вони позначені товстими лініями). По аналогії з рис. 4.11 суцільні криві тут відносяться до режиму трифазного живлення, а пунктирні – до однофазного. Порівнюючи ці дані з даними рис. 4.11, слід зазначити, що в цілому екрануючий вплив металевої ніші виявився більш суттєвим в порівнянні з кожухом печі. Так як і у випадку з кожухом металева ніша дещо сильніше впливає на роботу перемішувача в режимі біжучого магнітного поля, тобто при трифазному живленні, ніж при однофазному. Слід також звернути увагу на більш суттєві втрати в ніші у порівнянні з кожухом печі. Починаючи приблизно з товщини $\Delta_{pp} = 1$ мм, вони

перевершують потужність тепловиділення в рідкому металі, яка у відсутності ніші за прийнятих вихідних даних приблизно складає 4,5 кВт у випадку трифазного живлення і 6,4 кВт в однофазному режимі. Зрозуміло, що з метою скорочення цих втрат, а також зменшення впливу ніші на роботу універсального перемішувача товщина її стінки Δ_{pp} повинна бути якомога меншою.

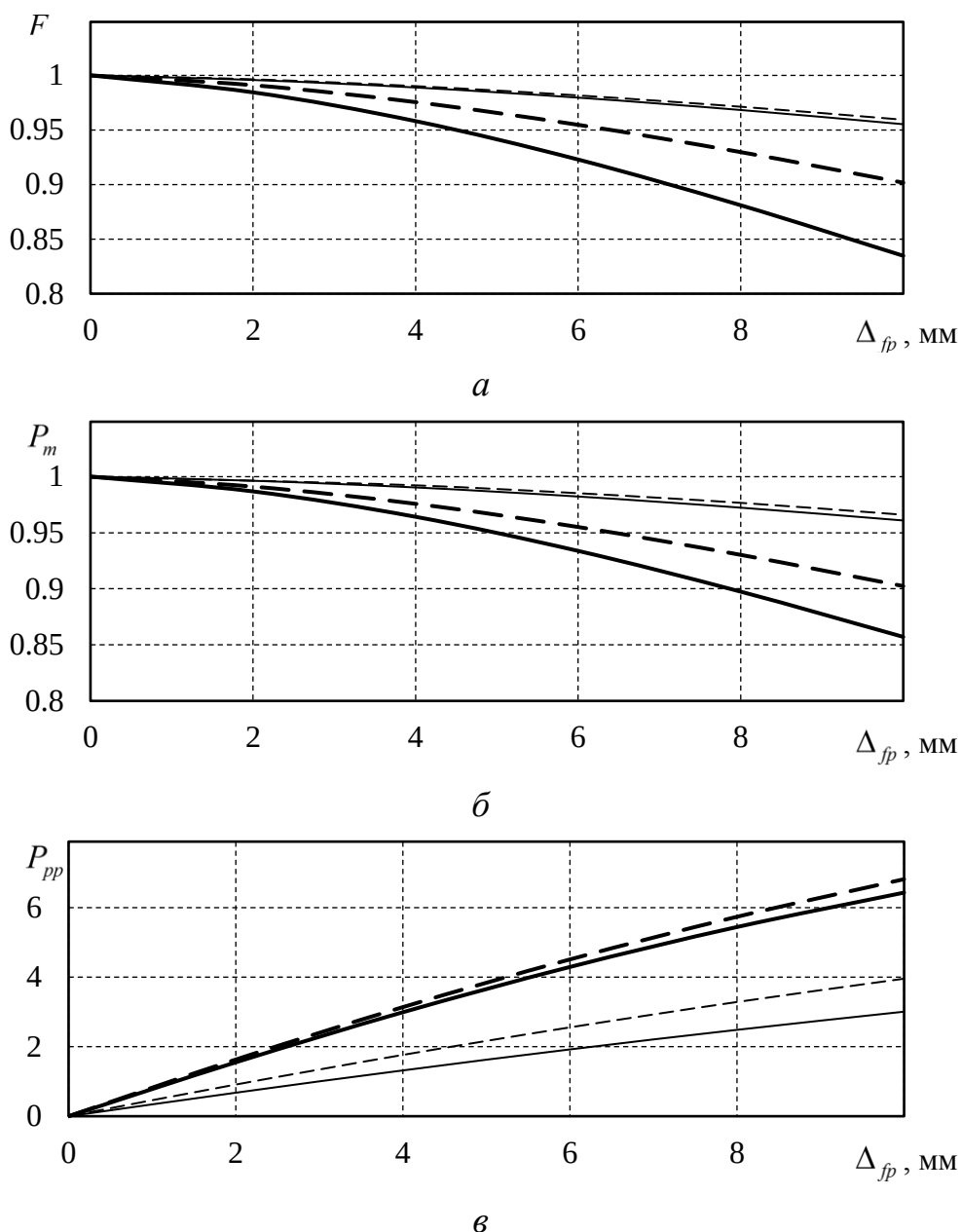


Рис. 4.12 Залежності інтегральних електромагнітних сил F (а) та потужності тепловиділення в рідкому металі P_m (б) і металевій ніші P_{pp} (в)

Суттєвого зменшення зазначеного впливу, а також втрат у цьому конструктивному елементі печі можна досягти за рахунок його секціонування, тобто виконання розрізів, які зменшують наведені вихрові струми. Цього можна

досягти насамперед за рахунок розрізу, що проходить через осі всіх трьох котушок, тобто розділяє нішу по висоті на дві рівні половини. Саме для такого варіанту виконання ніші було проведено моделювання системи, результати якого представлено на тому ж рис. 4.12 більш тонкими (суцільними і пунктирними) кривими. Порівнюючи результати моделювання системи з нішею у відсутності розрізу і нішею з розрізом, слід зазначити, що втрати в ніші у другому випадку виявилися суттєво меншими (рис. 4.12 *в*). Наявність розрізу дозволило зменшити втрати приблизно у 2 рази. Що стосується екрануючого впливу ніші на рідкий метал, який можна оцінити за рівнем електромагнітних сил, що розвиваються в металі, та потужності тепловиділення в ньому, то, як видно із рис. 4.12 *а* і 4.12 *б*, використання металевої ніші з розрізом мало впливає на інтегральні показники універсального перемішувача. Інтегральні електромагнітні сили і потужність тепловиділення в рідкому металі при наявності такої ніші для обох режимів живлення зменшуються всього на декілька відсотків.

На завершення зупинимося на питанні впливу розглянутих конструктивних елементів відбивної плавильної печі на роботу універсального перемішувача рідкого металу в залежності від частоти струму живлення. Це важливо знати тому, що у багатьох випадках електромагнітні перемішувачі рідкого металу живляться струмами низької частоти. Оскільки екрануючий вплив конструктивних елементів печі при зниженні частоти має зменшуватися, то розглядати вплив кожуха печі на електромагнітне поле перемішувача при низькій частоті недоцільно, адже навіть на частоті 50 Гц він виявився незначним. Що стосується металевої ніші, то тут постає важливе питання, яким чином частота живлення впливає на втрати в ній?

Для розгляду цього питання моделювалася система з металевою нішею без розрізу, товщина стінки Δ_{pp} якої склала 4 мм. На рис. 4.13 представлено результати цього моделювання у вигляді залежностей від частоти живлення ν інтегральних електромагнітних сил F (рис. 4.13 *а*), потужності тепловиділення в рідкому металі P_m (рис. 4.13 *б*) та втрат у ніші перемішувача P_{pp} (рис. 4.13 *в*). Як і раніше, ці результати представлені тут у відносному вигляді. З отриманих таким чином даних випливає, що із зменшенням частоти вплив металевої ніші на основні інтегральні

параметри універсального перемішувача рідкого металу зменшується. На частотах $\nu \leq 10$ Гц впливом конструктивних елементів плавильної печі на ефективність електромагнітного перемішувача рідкого металу взагалі можна знехтувати. При низьких частотах суттєво також зменшуються електричні втрати, що виділяються у ніші перемішувача. При $\nu < 10$ Гц вони стають меншими потужності тепловиділення в об'ємі розплаву.

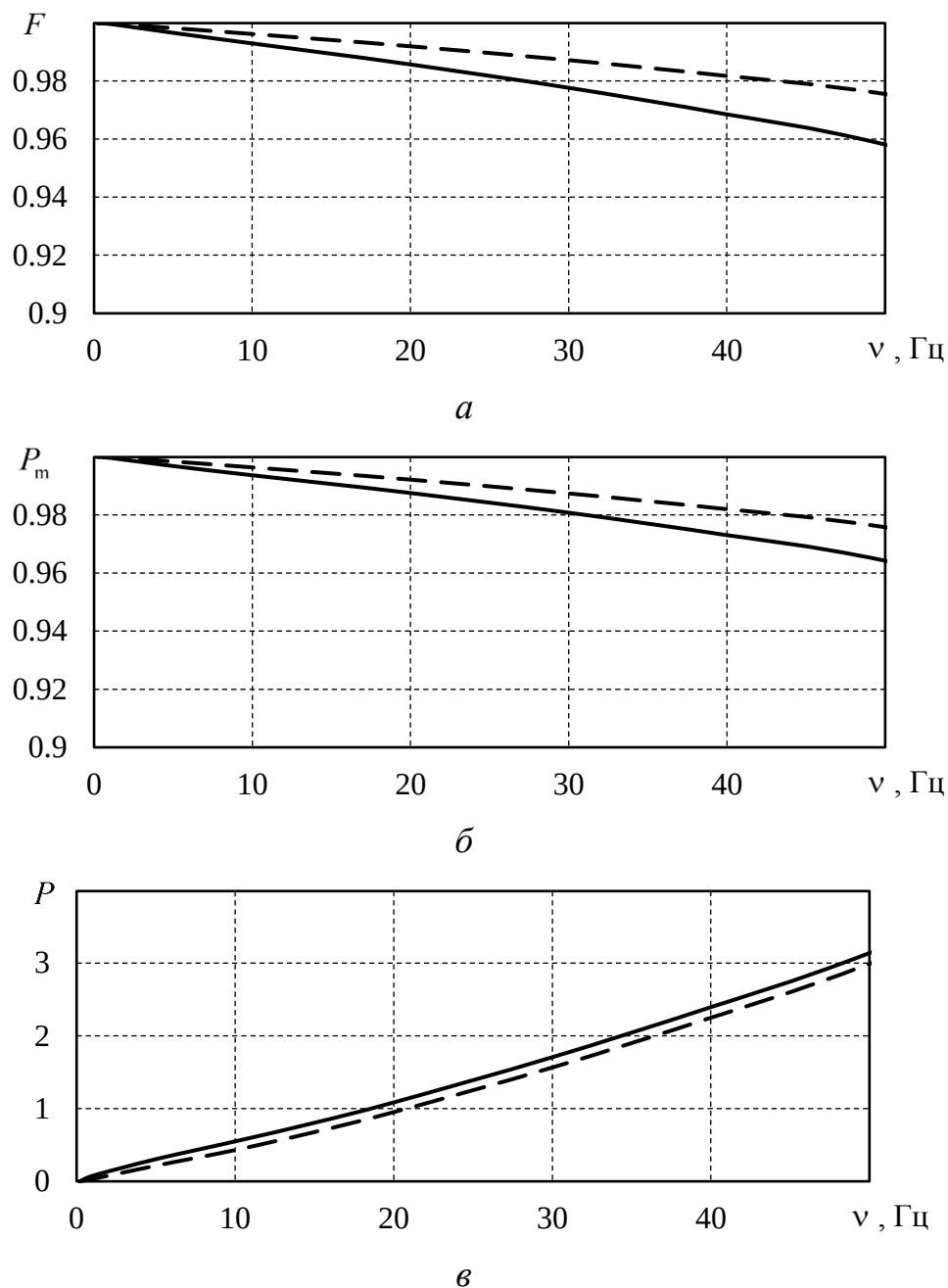


Рис. 4.13 Залежності інтегральних електромагнітних сил F (а), потужності тепловиділення в рідкому металі P_m (б) та втрат у ніші перемішувача P_{pp} (в) від частоти струму живлення

4.4 Висновки до розділу 4

1. Для дво- та тристижневого універсальних індукторів, які в залежності від способу живлення створюють одно- або двоконтурну вихрові течії рідкого металу у ванні печі за рахунок дії відповідно біжучого або пульсуючого магнітних полів, проведено комп'ютерне 3D моделювання електромагнітних і гідродинамічних процесів. Показано, що обидві системи більш ефективні в режимі біжучого магнітного поля з дещо вищими показниками у тристижневого перемішувача. В режимі пульсуючого магнітного поля, навпаки, більш ефективним виявився перемішувач з двострижневим осердям. Для реалізації почергової зміни структури течій у ванні печі з метою більш ефективного перемішування металу рекомендовано періодично міняти між собою одно- і багатofазне живлення котушок перемішувача. В останньому випадку зсув фаз між напругами сусідніх котушок має становити 120 ел. град.

2. Шляхом тривимірного мультифізичного моделювання досліджено теплові процеси у ванні відбивної печі при електромагнітному перемішуванні алюмінієвого розплаву за допомогою універсального індуктора, який почергово створює біжуче і пульсуюче магнітні поля. Розглянуто дві технологічні ситуації, які реалізуються в плавильних агрегатах: одночасне та послідовне нагрівання і перемішування розплаву. Аналіз отриманих результатів показав, що електромагнітне перемішування є дієвим засобом усереднення температури розплаву у ванні відбивної печі, причому перемішування пульсуючим магнітним полем призводить до дещо меншого перегрівання металу по відношенню до біжучого поля. Зміщення перемішувача нижче симетричного положення по висоті рідкого металу на відповідну величину збільшує його ефективність. Суттєвого підвищення ефективності перемішування можна досягти шляхом почергової зміни створених індуктором біжучого та пульсуючого магнітних полів з періодом перемикання їх між собою, що приблизно дорівнює тривалості перехідних гідродинамічних процесів. Зважаючи на його найбільшу ефективність, режим такої дії пульсуючого та біжучого магнітних полів рекомендовано для практичного використання.

3. За допомогою чисельного моделювання електромагнітних процесів в системі "універсальний індуктор – рідкий метал" визначено вплив феромагнітного кожуха та металевої ніші відбивної печі на ефективність універсального електромагнітного перемішувача рідкого металу, що по чергово створює біжуче і пульсуюче магнітні поля. В результаті проведеного тривимірного моделювання встановлено, що вплив феромагнітного кожуха печі є незначним (не перевищує 10%) і ним можна знехтувати. При наявності між індуктором та рідким металом металевої ніші ефективність перемішування може зменшуватися на 15%. При цьому виникають значні електричні втрати в ній, які можуть перевищувати тепловиділення в рідкому металі. Показано, що такі втрати, а також вплив ніші на ефективність перемішування можна суттєво зменшити за допомогою секціонування (виконання розрізів) металевої ніші, а також за рахунок зменшення частоти струму живлення універсального перемішувача.

РОЗДІЛ 5

СИСТЕМИ ЕЛЕКТРОЖИВЛЕННЯ УНІВЕРСАЛЬНИХ ЕЛЕКТРОМАГНІТНИХ СИСТЕМ ПЕРЕМІШУВАННЯ РІДКОГО МЕТАЛУ З ПОЧЕРГОВОЮ ДІЄЮ ПУЛЬСУЮЧОГО ТА БІЖУЧОГО МАГНІТНИХ ПОЛІВ

Електромагнітний перемішувач рідкого металу для електричної мережі (силового трансформатора) є досить потужним (сотні кіловольтампер) низькокосинусним ($\cos\varphi < 0,1$) навантаженням, що потребує в першу чергу компенсації його реактивної потужності. Це можна здійснити за допомогою батареї статичних конденсаторів. Крім того, перемішувачі, що досліджуються в цій роботі, є відносно потужними несиметричними навантаженнями, симетрування яких можливе за допомогою спеціальних симетруючих пристроїв, побудованих на основі індуктивно-ємнісних елементів [103, 104]. Отже, для зменшення негативного впливу на електричну мережу такі перемішувачі бажано живити від систем електроживлення, що мають у своєму складі симетро-компенсуючі пристрої (елементи).

З іншого боку, використання універсального електромагнітного перемішувача з почерговою дією на рідкий метал пульсуючого та біжучого магнітних полів потребує періодичного перемикання його котушок з однофазного на багатofазне живлення і навпаки. Таким чином, при експлуатації такого перемішувача виникає необхідність періодичної комутації індуктивно-ємнісного навантаження, що потребує в першу чергу вибору для нього відповідних комутаційних пристроїв.

5.1 Порівняння контактних та безконтактних комутаційних апаратів

На сьогодні в системах промислового електропостачання найбільш поширеними пристроями комутації потужних як індуктивних, так і ємнісних навантажень є електромеханічні контактори. Комутація струму електромагнітними

пускатими, контактними, реле, апаратами ручного управління (рубильниками, пакетними вимикачами, перемикачами, кнопками та ін.) здійснюється зміною в широких межах електричного опору міжконтактного проміжку. Його опір при замкнутих контактах дуже малий, при розімкнутих може бути дуже великим. У режимі комутації відбувається швидка (стрибкоподібна) зміна опору міжконтактного проміжку від мінімальних до максимальних граничних значень (вимикання) або навпаки (вмикання). Істотним недоліком контактних електромагнітних пристроїв є низька надійність контактів. Комутація великого струму пов'язана з виникненням електричної дуги між контактами в момент розмикання, яка викликає їх нагрівання, оплавлення і, як наслідок, вихід апарату з ладу. В установках з частими вмиканнями і вимиканнями силових кіл ненадійна робота контактів комутуючих апаратів негативно позначається на працездатності і продуктивності всієї установки. Гранична частота комутації електромеханічних контактних конденсаторних батарей складає приблизно 100 ... 200 циклів вмикань-вимикань за годину. Із збільшенням потужності контактних допустиме значення максимальної частоти зменшується.

Останнім часом в багатьох випадках на зміну контактним пристроям приходять безконтактні електричні комутуючі апарати. Такими називають пристрої, призначені для вмикання і вимикання (комутації) електричних кіл без фізичного розриву самого кола. Основою для побудови безконтактних апаратів служать різні елементи з нелінійним електричним опором, величина якого змінюється в досить широких межах. На даний час такими елементами є тиристори і транзистори.

У порівнянні з контактними апаратами використання безконтактної технології має відповідні переваги, а саме: не утворюється електрична дуга, що має руйнівний вплив на деталі апарату; вони допускають велику частоту спрацьовувань (десятки тисяч спрацьовувань на годину); не зношуються механічно. В той же час у безконтактних апаратів є і недоліки. Вони не забезпечують гальванічну розв'язку в електричному колі і не створюють видимого розриву в ньому, що важливо з точки зору техніки безпеки. Глибина комутації на декілька порядків менше контактних

апаратів; масогабаритні показники і вартість на співставні технічні параметри вищі. Безконтактні апарати, що побудовані на напівпровідникових елементах, вкрай чутливі до перенапружень і надструмів. Чим більший номінальний струм елемента, тим нижче зворотна напруга, яку може витримати цей елемент в непровідному стані. Для елементів, розрахованих на струми в сотні ампер, ця напруга вимірюється лише кількома сотнями вольт. При тому, що можливості контактних апаратів в цьому відношенні необмежені – повітряний проміжок між контактами протяжністю 1 см здатний витримати напругу до 30 кВ. Напівпровідникові елементи допускають лише короткочасне перевантаження струмом – протягом десятих часток секунди по ним може протікати струм на рівні десятикратного по відношенню до номінального. Контактні апарати здатні витримувати стократні перевантаження струмом протягом зазначених відрізків часу. Падіння напруги на напівпровідниковому елементі в провідному стані при номінальному струмі приблизно в 50 разів більше, ніж у звичайних контактах. Це призводить до значних теплових втрат у напівпровідниковому елементі в режимі тривалого струму і необхідності в спеціальних охолоджувальних пристроях.

Все це говорить про те, що вибір контактного або безконтактного комутаційного апарату визначається заданими умовами роботи. В даний час контактні апарати мають певні переваги, якщо при відносно великих значеннях струму і напруги потрібно забезпечувати комутаційний режим, тобто просте вимикання і вмикання кіл зі струмом при невеликій частоті спрацьовувань апарату. При невеликих комутуваних струмах і невисокій напрузі, в умовах великої частоти спрацьовувань, використання безконтактних апаратів може виявитися більш доцільним.

5.2 Система електроживлення універсального перемішувача з компенсацією реактивної потужності

В процесі перемішування рідкого металу періодичність перемикавання котушок універсального електромагнітного перемішувача з однофазного на

багатофазне живлення і навпаки визначається тривалістю перехідного гідродинамічного процесу перебудови структури течії рідкого металу в процесі почергової силової дії на нього пульсуючого та біжучого магнітних полів. Як впливає з проведених нестационарних гідродинамічних та теплових розрахунків для відбивних печей, після досягнення (через 30-60 секунд) усталеного руху металу в застійних зонах (центрах вихрового руху) починається стрімке перегрівання поверхні розплаву, що не є бажаним. Для уникнення такої ситуації частота комутації котушок перемішувача повинні бути на рівні 60-120 циклів вмикань-вимикань на годину, що дозволяє використання електромеханічних контакторів в якості комутаційних апаратів для систем живлення таких перемішувачів.

Розглянемо особливості системи живлення з компенсацією реактивної потужності з використанням контактних комутаційних пристроїв на прикладі універсального електромагнітного перемішувача з двострижневим двокотушковим індуктором, результати 3D моделювання якого представлено в роботі [11]. Розрахунки електромагнітного поля в ній виконувалися при заданій напрузі на котушках. В результаті проведеного моделювання визначено кількість витків, яка для кожної котушки склала $w_1 = w_2 = 55$, отримано значення енергетичних і електромагнітних параметрів системи, а також інтегральних параметрів руху рідкого металу.

Для створення двоконтурного вихрового руху рідкого металу у ванні печі за допомогою пульсуючого магнітного поля котушки такого перемішувача вмикаються на лінійну напругу промислової мережі (380 В). Для створення одноконтурного руху за допомогою біжучого магнітного поля котушки вмикаються на дві різні фазні напруги (220 В), що дозволяє в залежності від полярності вмикання одержати кут зсуву фаз між напругами котушок у 60 або 120 ел. град. Обидва режими забезпечують приблизно однакові струмові навантаження котушок.

Електроенергетичні параметри перемішувача в цілому та кожної котушки зокрема для всіх трьох варіантів живлення представлено в табл. 5.1. В ній окрім електроенергетичних параметрів наведено також значення середньої швидкості

руху розплаву W у ванні печі та узагальнюючого показника W_s , які характеризують гідродинамічну ефективність перемішувача.

Таблиця 5.1

Параметри двострижневого універсального перемішувача

ψ_U , ел. град.	U , В	I , А	ψ_I , ел. град.	S , кВА	P , кВт	P_1 , кВт	P_2 , кВт	Q , кВар	Q_1 , кВар	Q_2 , кВар	W , м/с	W_s , м/ (с·кВА ^{1/2})
180	380	332	180	247,2	9,3	4,65	4,65	247	123,5	123,5	0,072	0,0046
60	220	356	30,7	152,2	6,0	23,1	-17,1	152	76	76	0,105	0,0085
120	220	257	78,8	106,1	4,1	22,1	-18	106	53	53	0,113	0,011

З представлених в таблиці даних, перш за все, звертає на себе увагу наявність у випадку двофазного живлення ($\psi_U = 60$ і 120 ел. град.) перетікання активної потужності через перемішувач з однієї фази в іншу (з фази, що живить котушку першого стрижня, у фазу, що живить котушку другого стрижня). Це викликає додаткове небажане навантаження на електричну мережу. Режим біжучого поля з $\psi_U = 120$ ел. град., при якому кут зсуву фаз між струмами котушок становить $\psi_I = 78,8$ ел. град., є кращим, оскільки при менших струмах та меншій реактивній потужності він забезпечує більш високі гідродинамічні показники. Тож в подальшому будемо розглядати живлення котушок перемішувача в режимі біжучого магнітного поля від фазних напруг з кутом зсуву фаз у 120 ел. град.

На рис. 5.1 представлено принципову схему живлення універсального двострижневого перемішувача. Електромагнітні параметри перемішувача (власні імпеданси котушок Z_1 і Z_2 та імпеданс взаємоіндукції між ними Z_{12}) визначалися за результатами комп'ютерного моделювання електромагнітного поля перемішувача в режимі почергового живлення від мережі тільки однієї з котушок. Їх значення обраховувалися наступним чином [105]:

$$Z_1 = R_{DC} + \frac{i\omega\dot{\Psi}_1}{\dot{I}_{Z1}} = R_1 + iX_1, \quad (5.1)$$

$$\text{де } R_1 = R_{DC} + \operatorname{Im} \frac{i\omega\dot{\Psi}_1}{\dot{I}_{Z1}}, \quad X_1 = \operatorname{Re} \frac{i\omega\dot{\Psi}_1}{\dot{I}_{Z1}};$$

$$Z_2 = R_{DC} + \frac{i\omega\dot{\Psi}_2}{\dot{I}_{Z_2}} = R_2 + iX_2, \quad (5.2)$$

$$\text{де } R_2 = R_{DC} + \operatorname{Im} \frac{i\omega\dot{\Psi}_2}{\dot{I}_{Z_2}}, \quad X_2 = \operatorname{Re} \frac{i\omega\dot{\Psi}_2}{\dot{I}_{Z_2}};$$

$$Z_{12} = \frac{i\omega\dot{\Psi}_1}{\dot{I}_{Z_2}} = R_{12} + iX_{12}, \quad (5.3)$$

$$\text{де } R_{12} = \operatorname{Im} \frac{i\omega\dot{\Psi}_1}{\dot{I}_{Z_2}}, \quad X_{12} = \operatorname{Re} \frac{i\omega\dot{\Psi}_1}{\dot{I}_{Z_2}}.$$

У цих виразах: R_{DC} – активний опір котушки, $\dot{\Psi}$ – потокощеплення котушки. Для вибраного перемішувача вони склали: $Z_1 = Z_2 = (0,033 + i 0,855)$ Ом та $Z_{12} = (0,011 + i 0,305)$ Ом.

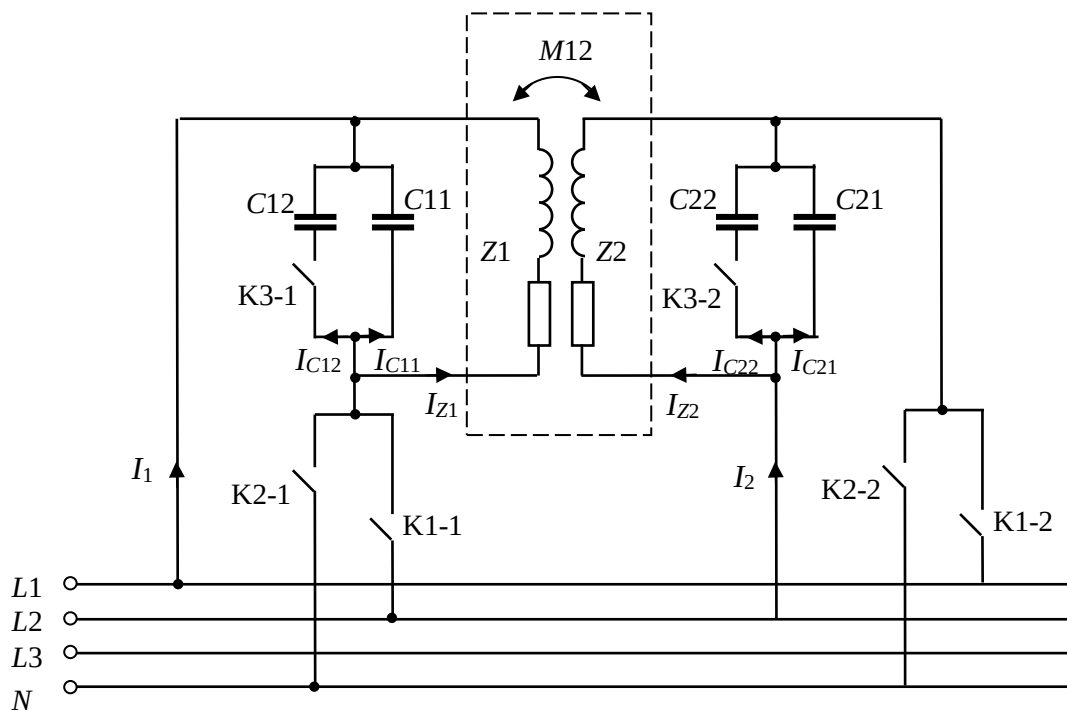


Рис. 5.1 Схема живлення універсального двострижневого перемішувача

Значення ємностей батареї статичних конденсаторів для кожного з режимів роботи перемішувача визначалися, виходячи з умови повної компенсації реактивної потужності. При однофазному живленні ємність кожної з двох конденсаторних батарей становить $C_{11} = C_{21} = 2738$ мкФ, а при двофазному їх ємність буде різною та дещо більшою – 3584 мкФ та 3444 мкФ (відповідно для першої та другої котушок). На практиці зазначені ємності конденсаторних батарей

можуть бути реалізовані шляхом паралельного під'єднання до $C11$ та $C21$ при переході на двофазний режим додаткових ємностей $C12 = 816$ мкФ та $C22 = 706$ мкФ.

Отже, комутації, які необхідні для перемикання режимів, можуть бути реалізовані, як показано на рис. 5.1, за допомогою трьох двополюсних контакторів. Контактір $K1$ необхідний для вмикання котушок на лінійну напругу в однофазному режимі, $K2$ та $K3$ – відповідно для вмикання котушок на різні фазні напруги та під'єднання додаткових секцій конденсаторних батарей в двофазному режимі.

При перемиканні на двофазний режим живлення раціонально притримуватися наступного алгоритму комутацій. Після вимикання контактором $K1$ лінійної напруги спочатку з деякою часовою затримкою, яка необхідна для розряду ємностей $C11$ та $C21$, контактором $K3$ вмикаються додаткові ємності $C12$ та $C22$, а вже потім контактором $K2$ подаються на котушки фазні напруги. При переході на однофазний режим живлення спочатку розмикають контакти $K2$, а вже після повного розряду ємностей по чергово розмикаються контакти $K3$ та замикаються контакти $K1$. Вимкнення однофазного режиму реалізується простим розмиканням контактів $K1$. Зазначений алгоритм забезпечує комутацію контактора $K3$ без навантаження, що суттєво збільшує термін його експлуатації.

Враховуючи особливості одночасної комутації індуктивно-ємнісного навантаження, яка з одного боку супроводжується значним початковим струмом заряду конденсаторної батареї, що може більш як на два порядки перевищувати її номінальний струм, а з другого – значною тривалістю перехідного аперіодичного процесу вмикання індуктивності, в цьому випадку раціональним може бути використання спеціально розроблених для комутації конденсаторних батарей електромеханічних контакторів, які часто називають "конденсаторними контакторами" [106]. На відміну від звичайних контакторів вони оснащені допоміжними контактами з послідовно з'єднаними струмообмежувальними опорами, які встановлені паралельно основним. Допоміжні контакти спрацьовують на декілька мілісекунд раніше основних, що дозволяє суттєво згладити пусковий струм заряду конденсаторів, підвищуючи тим самим ресурс як самого контактора,

так і в цілому конденсаторної батареї. Складність та тривалість протікання перехідних процесів в разі необхідності можна врахувати шляхом збільшення номінальних параметрів таких контакторів.

На даний момент є багато виробників, що пропонують контактори, які відповідають вищезазначеним вимогам. Прикладом може бути контактор СЕМ 80СН фірми ЕТІ, принципова схема та загальний вигляд якого представлені на рис. 5.2, де C – ємності, що комутуються, R_a – додаткові струмообмежувальні опори в колі допоміжних контактів[106].

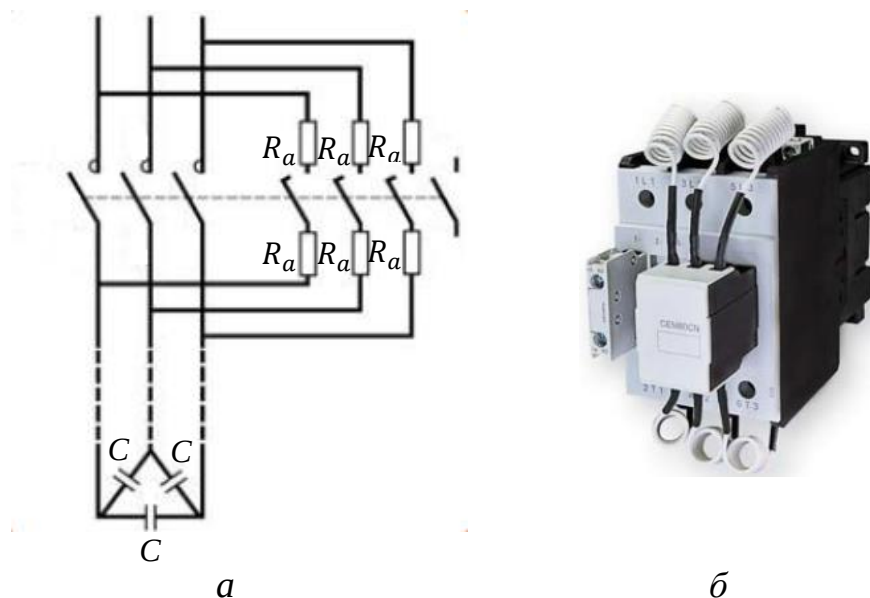


Рис. 5.2 Контактор для конденсаторних батарей: *а* – принципова схема, *б* – загальний вигляд

В табл. 5.2 наведено усталені значення струмів, що протікають у гілках схеми живлення, що представлена на рис. 5.1, в обох режимах, які отримані в результаті моделювання цієї схеми. Видно, що при повній компенсації реактивної потужності контактором К1 в однофазному режимі комутуються струми величиною всього в 10 А. У двофазному режимі при виконанні тієї ж умови контактами К2 комутуються струми, що є більшими практично на порядок – відповідно 98 і 76 А. Такі значні струми є наслідком наявності, як вже зазначалося, перетікання активної потужності з однієї котушки перемішувача в іншу через мережу живлення. Величина струму, що протікає по контактах К3, складає 56 А. Нагадаємо, що він спрацьовує без навантаження, і тому може мати звичайну конструкцію.

Таблиця 5.2

Значення струмів в гілках схеми живлення перемішувача

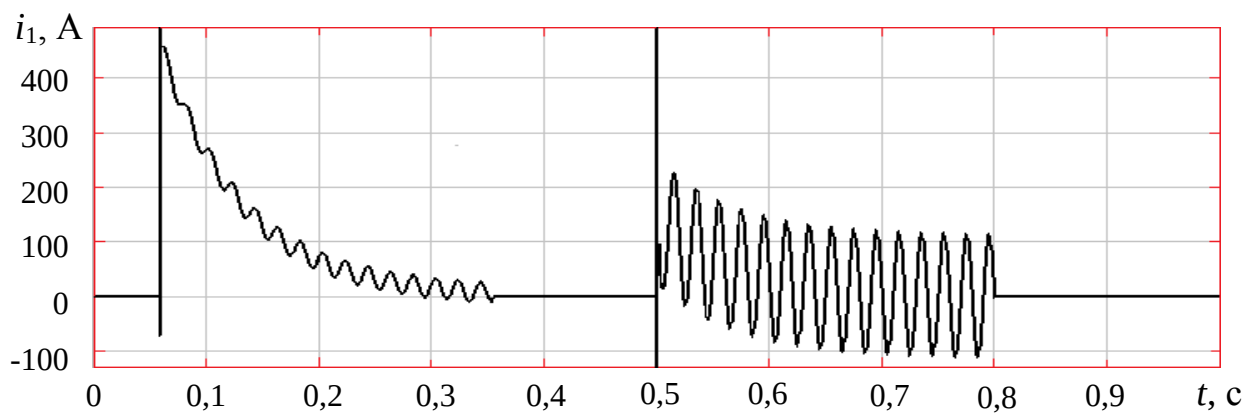
ψ_U , ел. град.	U , В	I_1 , А	I_{Z1} , А	I_{C11} , А	I_{C12} , А	I_2 , А	I_{Z2} , А	I_{C21} , А	I_{C22} , А
180	380	9,9	332,3	327,7	–	9,9	332,3	327,7	–
120	220	97,6	251,0	188,4	55,9	76,4	262,3	190,2	56,6

Отримати уявлення про перебіг перехідних процесів при перемиканні перемішувача з одного режиму на інший за допомогою контакторів можна виходячи з аналізу осцилограм струмів, отриманих в результаті моделювання зазначеної електричної схеми. Оскільки при використанні електромеханічних контакторів момент комутації може бути довільним, розглянемо перехідні процеси для двох граничних моментів комутації. Перший – при проходженні напруги через нуль (рис. 5.3 а), коли відсутні значні початкові струми заряду ємностей, але аперіодичний перехідний процес вмикання індуктивного навантаження може бути найтяжчим. Другий (рис. 5.3 б) – в момент максимального значення напруги на контактах, коли аперіодичний перехідний процес мінімальний, а початкові струми заряду конденсаторної батареї максимальні. На цих рисунках зліва представлені осцилограми струмів, що комутуються за допомогою контактора К1, а справа – К2. Наявність у контакторів допоміжних контактів з додатковими опорами при моделюванні не враховувалась.

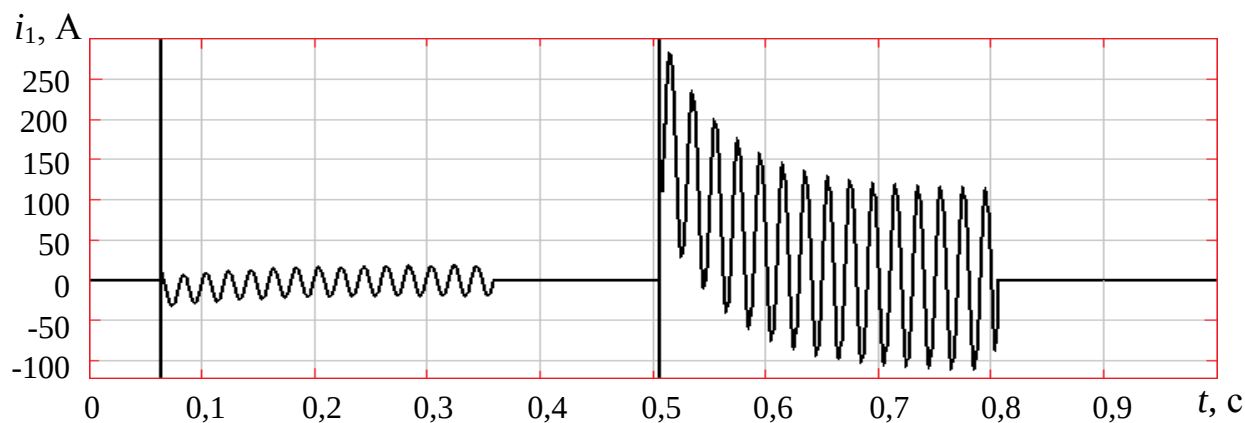
Аналіз отриманих в результаті моделювання осцилограм струмів показав, що при вмиканні перемішувача (разом з конденсаторною батареєю) контактором К1 в режимі пульсуючого магнітного поля відношення максимального аперіодичного струму до його усталеного значення сягає ~ 35 при загальній тривалості перехідного процесу близько 0,4 с (20 періодів), що є допустимим по струмовому перевантаженню контактних комутуючих пристроїв протягом зазначеного часу. Отже, при виборі параметрів контактора К1 "з запасом" може бути використаний контактор з номінальним значенням струму його основних контактів у 12,5 А.

При вмиканні перемішувача контактором К2 в режимі біжучого магнітного поля відношення максимального аперіодичного струму до його усталеного

значення не перевищує трикратне при тривалості перехідного процесу близько 0,2 с. Отже, номінальне значення струму основних контактів контактора К2 буде визначатися більшим значенням струму I_1 і дорівнюватиме 100 А.



а



б

Рис. 5.3 Осцилограми струмів

5.3 Система електроживлення універсального перемішувача з симетрокомпенсуючими пристроями

Систему електроживлення з компенсацією реактивної потужності та симетруванням перемішувача як навантаження для електричної мережі розглянемо на прикладі двострижневого електромагнітного перемішувача рідкого металу, результати моделювання якого представлено в розд. 4.1.

Електричні параметри такого перемішувача, отримані в результаті розрахунку електромагнітного поля при заданих напругах на котушках, наведено в табл. 4.3. Котушки цього перемішувача виконано з відпайками, тобто кожна з них

має по дві секції. В режимі однофазного живлення (при $\psi_U = 180$ ел.град.) лінійна напруга (380 В) подається на секції котушок, що мають 39 витків, а в режимі двофазного живлення (при $\psi_U = 120$ ел.град.) лінійні напруги подаються на обидві секції котушок, сумарна кількість витків кожної з яких складає 52. Електромагнітні параметри таких котушок, отримані в результаті моделювання, є такими: в режимі однофазного живлення – $Z_{1_{\text{екв}}} = Z_{2_{\text{екв}}} = (0,029 + i 0,701)$ Ом, в режимі двофазного живлення – $Z_{1_{\text{екв}}} = (0,238 + i 0,661)$ Ом, $Z_{2_{\text{екв}}} = (-0,191 + i 0,676)$ Ом. Тут $Z_{1_{\text{екв}}}$ і $Z_{2_{\text{екв}}}$ – еквівалентні повні опори котушок з врахуванням їх взаємної індуктивності.

Компенсувати реактивну потужність універсального електромагнітного перемішувача, як і раніше, будемо за допомогою статичних конденсаторів. Для симетрування перемішувача, який є несиметричним навантаженням для електричної мережі (силового трансформатора), що його живить, використаємо відомі методи та пристрої симетрування [103, 104, 107].

В режимі однофазного живлення, коли обидві котушки перемішувача під'єднуються до однієї лінійної напруги (на дві фази електричної мережі), доцільно використати схему симетрування Штейнметца, яка представлена на рис. 5.4 а. На ній $Z_H = z_H e^{i\varphi_H}$ – повний опір навантаження, x_L і x_C – індуктивні опори симетруючих елементів (індуктивності і ємності), x_K – опір конденсаторної батареї, яка слугує для компенсації реактивної потужності навантаження.

Для відомого навантаження параметри зазначених елементів визначаються таким чином [104]:

$$x_L = \frac{3z_H}{\cos \varphi_H (\sqrt{3} + \operatorname{tg} \theta)}, \quad (5.4)$$

$$x_C = \frac{3z_H}{\cos \varphi_H (\sqrt{3} - \operatorname{tg} \theta)}, \quad (5.5)$$

$$x_K = \frac{z_H}{\sin \varphi_H - \frac{1}{3} \cos \varphi_H \operatorname{tg} \theta}. \quad (5.6)$$

Струми у трифазній мережі при цьому будуть

$$I_1 = I_2 = I_3 = \frac{U}{\sqrt{3}z_H} \cdot \frac{\cos \varphi_H}{\cos \theta},$$

де U – лінійна напруга мережі живлення, $\cos \varphi_H$ – коефіцієнт потужності навантаження, $\cos \theta$ – коефіцієнт потужності навантаження разом з симетрокомпесуючими елементами (коефіцієнт потужності мережі).

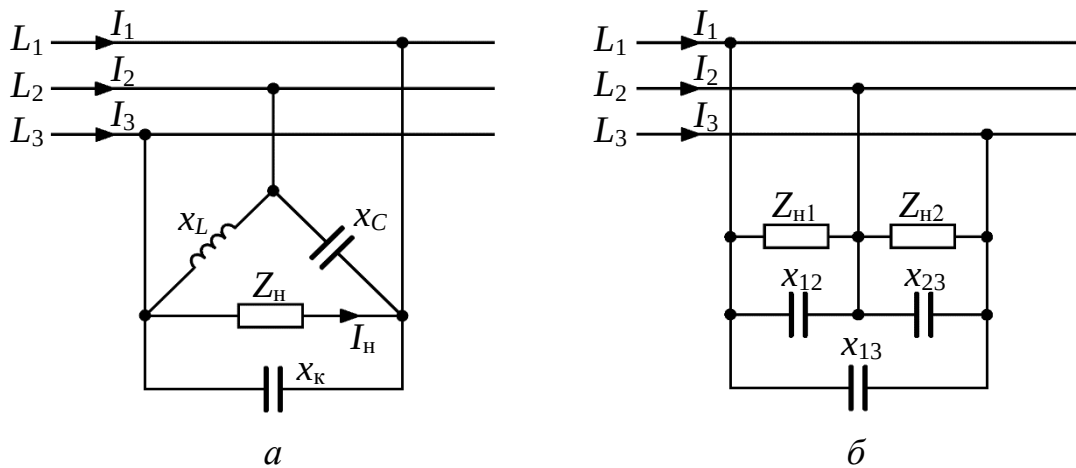


Рис. 5.4 Схеми симетрування з компенсацією реактивної потужності: *а* – схема Штейнметца для однофазного навантаження, *б* – схема двофазного (двоплечового) навантаження

У випадку двофазного живлення універсального перемішувача, за яким котушки перемішувача приєднуються до різних лінійних напруг електричної мережі, перемішувач по відношенню до мережі являє собою так зване двоплечеве навантаження, симетрування і компенсація реактивної потужності якого можна виконати за схемою, представленою на рис. 5.4 *б* [104]. Реактивні провідності симетруючих елементів для цієї схеми можуть бути розраховані таким чином [103]:

$$b_{12} = \frac{1}{x_{12}} = \frac{1}{3}(g_{H1} + g_{H2}) \operatorname{tg} \theta + \frac{1}{\sqrt{3}} g_{H2} - b_{H1},$$

$$b_{23} = \frac{1}{x_{23}} = \frac{1}{3}(g_{H1} + g_{H2}) \operatorname{tg} \theta - \frac{1}{\sqrt{3}} g_{H1} - b_{H2},$$

$$b_{13} = \frac{1}{x_{13}} = \frac{1}{3}(g_{H1} + g_{H2}) \operatorname{tg} \theta + \frac{1}{\sqrt{3}}(g_{H1} - g_{H2}),$$

де $b_H = \frac{1}{r_H}$ і $g_H = \frac{1}{x_H}$ – активні і реактивні провідності навантаження відповідно.

5.3.1 Принципова схема живлення

Принципова схема живлення універсального двокотушкового електромагнітного перемішувача, котушки якого виконані з відпайками, з повною компенсацією реактивної потужності та симетруванням струмів показана на рис. 5.5, де u_1, u_2, u_3 – миттєві значення фазних напруг на виході силового трансформатора (на схемі не показано); i_1, i_2, i_3 – миттєві значення фазних струмів. Система електромагнітного перемішування СЕМП представлена у вигляді чотирьох окремих котушок з опорами $Z1, Z2, Z3$ і $Z4$. Котушки $Z1$ і $Z3$ відповідають секціям, що мають 39 витків, а котушки $Z2$ і $Z4$ – секціям з 13 витками. Кожна з цих котушок в свою чергу представлена активними опорами R_k , власними індуктивностями L_k та взаємними індуктивностями M_{kp} між котушками L_k і L_p , де $k = 1 \dots 4, p = 1 \dots 3$.

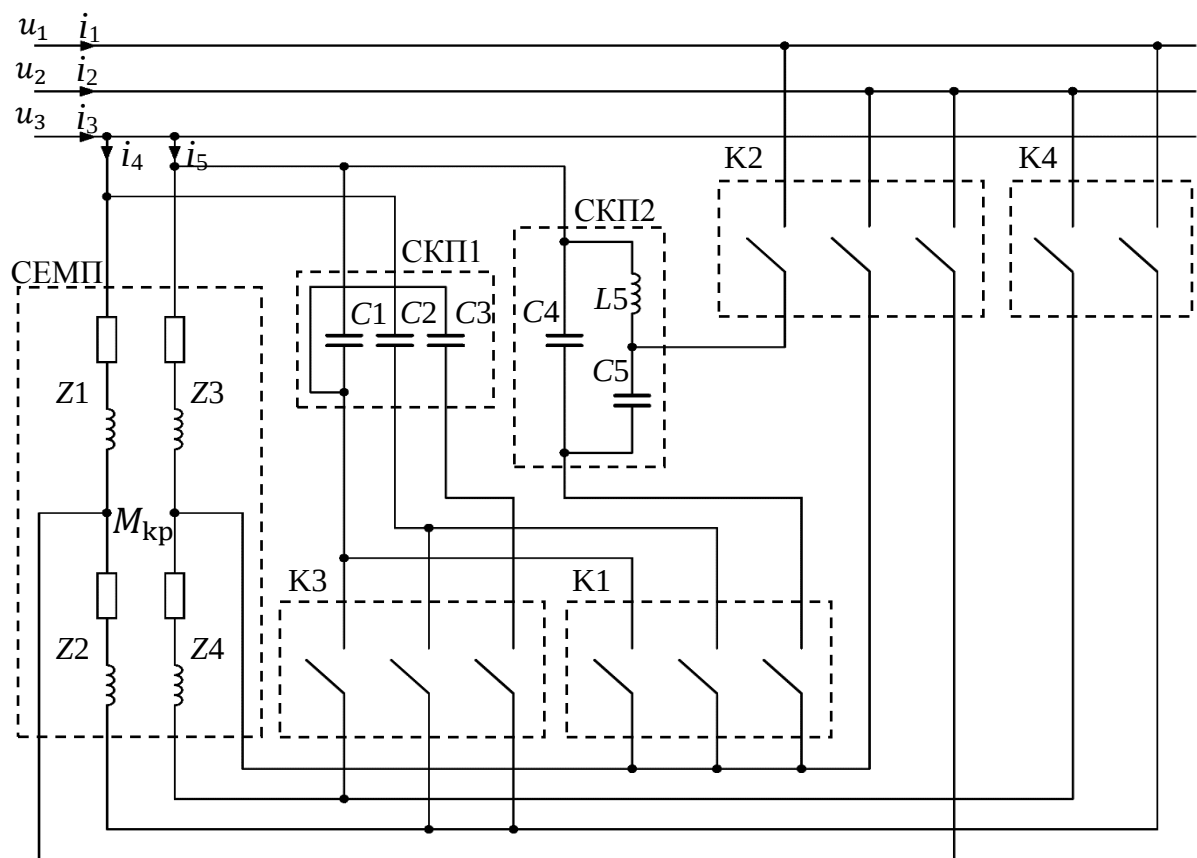


Рис. 5.5 Принципова схема живлення універсального перемішувача, котушки якого виконані з відпайками: СЕМП – система електромагнітного перемішування, СКП – симетро-компенсуючий пристрій, К – контактор

Компенсуючу функцію реактивної потужності в режимі багатозначного живлення тут виконують конденсаторні батареї $C1$ і $C2$, кожна з яких паралельно приєднується до двох секцій (до 52 витків). Для симетрування навантаження в цьому режимі в схему додатково вводиться конденсаторна батарея $C3$. Разом батареї $C1$, $C2$ та $C3$ являють собою симетро-компенсуючий пристрій СКП1.

В режимі однофазного живлення конденсаторні батареї $C1$ та $C2$ симетро-компенсуючого пристрою перемикаються на секції котушок з 39 витками, а конденсаторна батарея $C3$ не використовується. Крім того, також вмикається симетро-компенсуючий пристрій СКП2, який складається з двох конденсаторів $C4$ і $C5$ та індуктивності $L5$.

Для перемикавання режимів роботи перемішувача використано чотири триполюсних контактори $K1 \dots K4$. При вмиканні контакторів $K1$ та $K2$ реалізується однофазне живлення, а при вмиканні $K3$ та $K4$ – двофазне.

5.3.2 Електромагнітні параметри перемішувача і системи його живлення

Для проведення моделювання системи електроживлення універсального електромагнітного перемішувача, принципова схема якої наведена на рис. 5.5, необхідно визначити електромагнітні параметри перемішувача, а також параметри окремих елементів системи його живлення.

Повні опори окремих котушок $Z_k = R_k + i\omega L_k$ та опори їх взаємних індуктивностей $Z_{kp} = R_{kp} + i\omega M_{kp}$ ($k = 1 \dots 4$, $p = 1 \dots 3$ – коефіцієнти, що відповідають номерам котушок на рис. 5.5), як і в попередньому випадку, визначалися за результатами чисельного електромагнітного розрахунку відповідно до методики, наведеної в [105]. Для цього на кожну котушку по чергово подавалося живлення при відсутності живлення на всіх інших котушках.

Відповідно до [104] сумарна потужність конденсаторів $C1$, $C2$, $C3$ симетро-компенсуючого пристрою СКП1, який працює в режимі багатозначного живлення, розподіляється наступним чином:

$$S_{C1} = P_{12} \cdot \operatorname{tg} \varphi_{12} - \frac{P_{34}}{\sqrt{3}}; \quad S_{C2} = P_{34} \cdot \operatorname{tg} \varphi_{34} + \frac{P_{12}}{\sqrt{3}}; \quad (5.7 - 5.8)$$

$$S_{C3} = \frac{P_{34} - P_{12}}{\sqrt{3}}; \quad (5.9)$$

де S_{C1} , S_{C2} , S_{C3} – потужності конденсаторів $C1$, $C2$, $C3$ відповідно; P_{12} , P_{34} – активні потужності котушок 1 і 2 та 3 і 4 відповідно; φ_{12} , φ_{34} – фазові кути відповідних навантажень.

Ємності $C1$, $C2$, $C3$ при цьому обчислювалися як:

$$C_k = \frac{S_{C_k}}{\omega \cdot U_{C_k}^2} \quad (5.10)$$

де $k = 1 \dots 3$, U_{C_k} – напруга на k -ому конденсаторі.

Сумарна компенсуюча ємність конденсаторів в режимі однофазного живлення розраховувалася аналогічно. Значення ємності $C4$ вибиралося таким чином, щоб сума ємностей $C1 + C2 + C4$ забезпечувала повну компенсацію реактивної потужності в режимі однофазного живлення.

При однофазному живленні симетрування навантаження здійснюється за схемою Штейнметца. Для цього додатково вмикаються два реактивних елементи: ємність (конденсатор) $C5$ і індуктивність (дросьль) $L5$. Їх значення розраховувалися за формулами (5.4-5.5) при $\operatorname{tg} \theta = 0$.

Отримані таким чином значення параметрів перемішувача та елементів системи його живлення представлено в табл. 5.3.

Таблиця 5.3

Значення електромагнітних параметрів

Познач.	Значення	Познач.	Значення
Z1, Z3	(0.024+i·0.547) Ом	L5	0,045 мГн
Z2, Z4	(0.004+i·0.059) Ом	C1	2783 мкФ
Z12, Z34	(0.004+i·0.139) Ом	C2	2703 мкФ
Z13	(0.007+i·0.015) Ом	C3	1266 мкФ
Z14, Z23	(0.002+i·0.052) Ом	C4	3572 мкФ
Z24	(0.001+i·0.018) Ом	C5	228 мкФ

При дослідженні перехідних процесів в схему рис. 5.5 було включено силовий трифазний трансформатор потужністю 250 кВА, призначений для

живлення електромагнітного перемішувача (на рисунку не показано). Його параметри, які використовувалися при моделюванні, були такими: параметри прямої послідовності – $R_{S1} = 0,01 \text{ Ом}$, $L_{S1} = 0,08 \text{ мГн}$; параметри нульової послідовності – $R_{S0} = 0,1 \text{ Ом}$, $L_{S0} = 0,8 \text{ мГн}$.

5.3.3 Дослідження роботи системи електроживлення в усталених режимах

На рис. 5.6 та рис. 5.7 у вигляді векторних діаграм представлено усталені діючі значення струмів, що протікають у трифазній мережі при однофазному (рис. 5.6 а і рис. 5.7 а) і двофазному живленні перемішувача (рис. 5.6 б і 5.7 б). Дані рис. 5.6 отримані у відсутності симетро-компенсуючих пристроїв, тобто без компенсації і симетрування, а рис. 5.7 – при повній компенсації реактивної потужності та ідеальному симетруванні такого навантаження. Для кращого наочного представлення вектори струмів на цих діаграмах наведено у різних масштабах. Значення векторів струму на рис. 5.7 по відношенню до векторів рис. 5.6 збільшено у 50 разів. Звідсіля видно, що запропонована система живлення універсального перемішувача рідкого металу дозволяє суттєво зменшити та рівномірно розподілити струми по фазам мережі живлення в обох режимах його роботи.

Наведемо усталені значення фазних струмів в лінії трифазної мережі, розраховані для обох режимів роботи в різних випадках, які може забезпечити зазначена система живлення. Ефективні значення струмів для однофазного режиму живлення перемішувача: без компенсації і симетрування – $I = \{I_1; I_2; I_3\} = \{0; 1082; 1082\} \text{ А}$; при повній компенсації, але без симетрування – $\{0; 47; 47\} \text{ А}$; при повній компенсації і симетруванні – $\{28; 28; 28\} \text{ А}$. Струми в лінії для двофазного режиму живлення: у відсутності компенсації і симетрування – $\{423; 422; 566\} \text{ А}$; при повній компенсації, але без симетрування – $\{161; 132; 29\} \text{ А}$ та при повній компенсації і симетруванні – $\{19; 19; 19\} \text{ А}$. При цьому струми в котушках індуктора відповідно складають: у однофазному режимі – $I_{k1} = I_{k2} = 541 \text{ А}$, у двофазному – $I_{k1} = 423 \text{ А}$, $I_{k2} = 422 \text{ А}$.

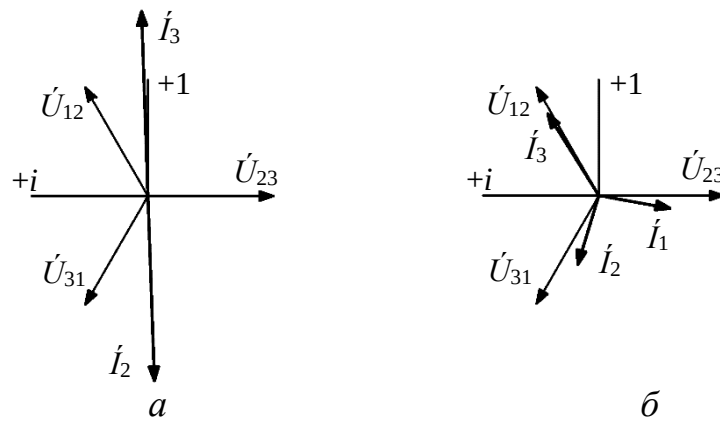


Рис. 5.6 Усталені діючі значення струмів мережі при однофазному (а) та двофазному (б) живленнях перемішувача без симетрування навантаження та компенсації реактивної потужності

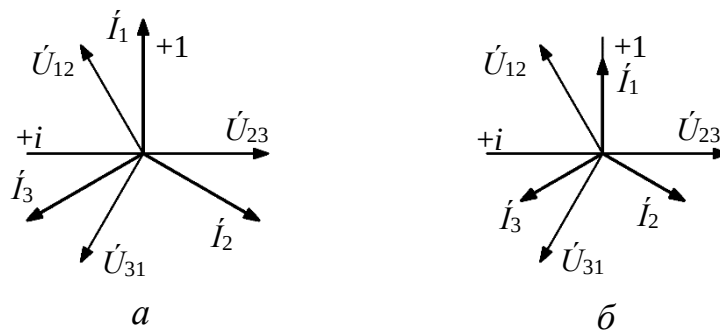


Рис. 5.7 Усталені діючі значення струмів мережі при однофазному (а) та двофазному (б) живленнях перемішувача

Із наведеного випливає, що повна компенсація реактивної енергії перемішувача в однофазному режимі без симетрування призводить до суттєвого зменшення струмів у лінії мережі живлення, чого не можна сказати у випадку двофазного живлення. Така відмінність пояснюється тим, що при двофазному живленні, як було зазначено, відбувається перекачування через індуктор активної потужності між фазами електричної мережі. За рахунок цього лінія мережі живлення, незважаючи на відсутність реактивних струмів, завантажується активним струмом. Проте при повній компенсації і симетруванні лінія розвантажується також і від цього струму, оскільки перекачування активної потужності у цьому випадку здійснюється через симетрокомпенсуючий пристрій СКП1, не завантажуючи мережу. Таким чином, наявність у системі живлення симетро-компенсуючих пристроїв дозволяє суттєво розвантажити мережу живлення універсального перемішувача в обох режимах його роботи.

5.3.4 Дослідження перехідних процесів при комутаціях

Протікання перехідних електромагнітних процесів в індуктивно-ємнісному навантаженні, яким є універсальний перемішувач з симетро-компенсуючими пристроями, суттєво залежить від моменту вмикання його в мережу (приєднання до силового трансформатора). Тому при використанні електромагнітних контакторів як комутуючих пристроїв з некерованим моментом комутації для правильного вибору їх за номіналом важливо визначити значення пускових струмів та тривалість перехідних процесів в найбільш несприятливих для них моментах вмикання.

Враховуючи сказане, було виконано моделювання перехідних процесів в системі живлення для різних моментів вмикання контакторів К2 і К4. В результаті чого встановлено, що тривалість перехідного процесу в обох режимах живлення не сильно залежить від моменту вмикання і в середньому становить біля 0,1 с, чого не можна сказати про пусковий струм. В однофазному режимі живлення перемішувача пускові струми досягають максимальних значень при вмиканні контактора в момент, коли фазовий кут лінійної напруги U_{12} приблизно складає $\alpha = 70$ ел.град. У випадку двофазного живлення виявилось, що таким є момент вмикання при $\alpha = 130$ ел.град. На рис. 5.8 для цих двох моментів, тобто для $\alpha = 70$ та 130 ел.град представлено миттєві значення струмів в лінії з плином часу для однофазного (рис. 5.8 а) і двофазного (рис. 5.8 б) живлення електромагнітного перемішувача. Звідсіля видно, що максимальні значення пускових струмів за самих несприятливих умов можуть більше ніж на два порядки перевершувати стаціонарні (усталені) значення.

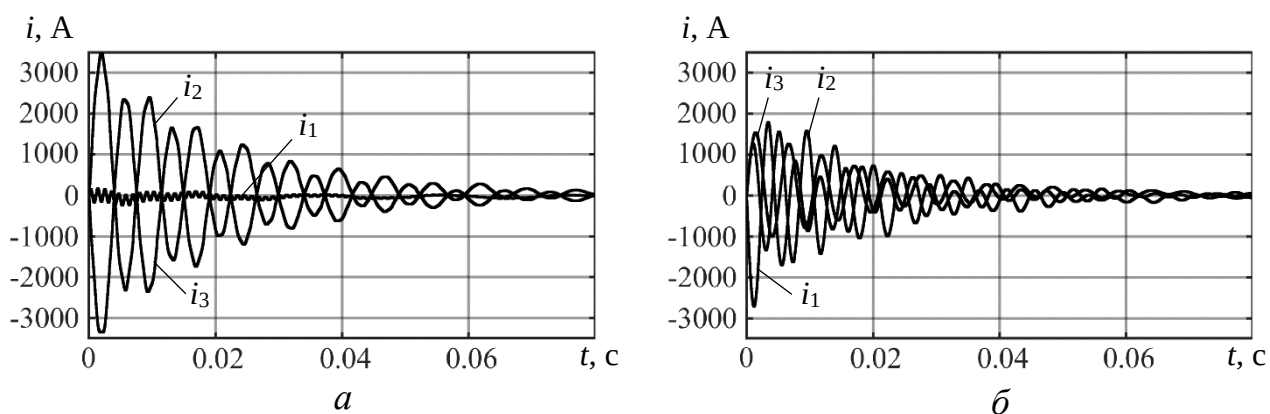


Рис. 5.8 Перехідний процес при комутаціях контакторами без струмообмежувальних опорів: а – $\alpha = 70$ ел.град., б – $\alpha = 130$ ел.град.

Для порівняння, на рис. 5.9 для обох режимів роботи перемішувача представлено перехідний процес в системі його живлення, контактори К2 і К4 якої мають струмообмежувальні опори. Їхні значення при моделюванні прийнято рівними 0,1 Ом, а затримка спрацювання основних контактів була 4 мс. Дані цього рисунка також відповідають найнесприятливішим моментам вмикання, за яких виникають максимальні пускові струми. Порівнюючи рис. 5.9 з рис. 5.8, можемо констатувати, що використання конденсаторних контакторів для комутації режимів роботи електромагнітного перемішувача дозволяє майже у 2 рази знизити пускові струми в системі при однофазному живленні і більше ніж у 3 рази – при двофазному. Такі значення пускових струмів є допустимими для такого типу пристроїв.

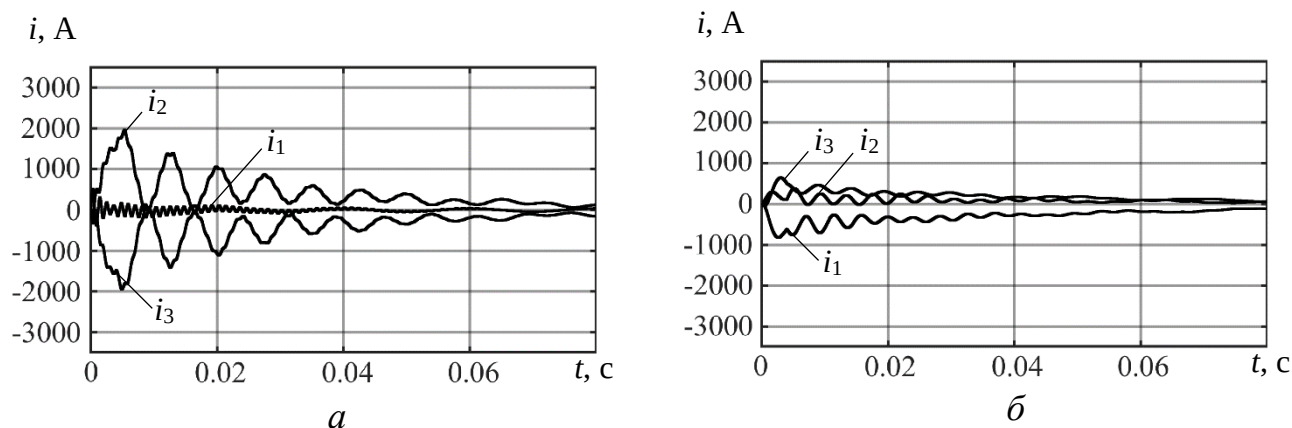


Рис. 5.9 Перехідний процес при комутаціях контакторами зі струмообмежувальними опорами: $a - \alpha = 70$ ел.град., $b - \alpha = 130$ ел.град.

Таким чином, систему електроживлення універсального електромагнітного перемішувача рідкого металу з почерговою силовою дією пульсуючого і біжучого магнітних полів доцільно будувати на основі симетро-компенсуючих пристроїв, які дозволяють компенсувати реактивну потужність, уникнути перекачування активної потужності в мережі при двофазному живленні та симетрувати струми мережі живлення в обох режимах роботи перемішувача. Для комутації (під'єднання) котушок перемішувача до мережі варто використати спеціальні електромагнітні контактори, які призначені для комутації конденсаторних батарей.

5.4 Висновки до розділу 5

1. Проведено порівняльний аналіз безконтактних та контактних комутаційних апаратів, необхідних для перемикання універсального електромагнітного перемішувача з однофазного режиму живлення на багатofазний і навпаки. З огляду на відносно невелику частоту комутацій (60 ... 120 разів на годину), яка необхідна для забезпечення ефективної роботи перемішувача, в якості основних пристроїв комутації рекомендовано використання контактних комутаційних апаратів (електромагнітних контакторів).

2. Розглянуто роботу двох систем електроживлення універсального електромагнітного перемішувача рідкого металу на прикладі системи електромагнітного перемішування на основі двострижневого двокотушкового індуктора. У першому випадку для створення пульсуючого магнітного поля електромагнітна система підключається на лінійну напругу мережі живлення (380 В), а для створення біжучого поля – на дві фазні напруги (220 В). В обох режимах роботи перемішувача система живлення забезпечує повну компенсацію його реактивної потужності, яка здійснюється за допомогою статичних конденсаторів. Керування роботою відбувається за допомогою трьох двополюсних контакторів.

У другому випадку система електроживлення забезпечує роботу перемішувача в обох режимах при живленні його котушок від лінійних напруг трифазної системи електромережі (380 В). Для узгодження параметрів перемішувача з цією напругою в цих режимах, котушки виконано з відпайками. Система електроживлення має у своєму складі два симетро-компенсуючі пристрої, один з яких забезпечує повну компенсацію реактивної потужності перемішувача та симетрування в одному режимі, а інший (з використанням двох ємностей першого СКП) – у другому. Комутацію таких котушок, а також елементів симетро-компенсуючих пристроїв здійснюють чотири триполюсні контактори.

3. В результаті моделювання усталених електромагнітних процесів в обох системах живлення встановлено, що перекачування активної потужності з однієї котушки в іншу, яке відбувається при двофазному живленні перемішувача,

здійснюється через мережу живлення як у відсутності, так і при повній компенсації реактивної потужності перемішувача. У випадку компенсації і симетрування навантаження зазначене перекачування відбувається через симетро-компенсуючий пристрій, що значно зменшує струмове навантаження лінії мережі живлення як за рахунок компенсації реактивних струмів, так і активних струмів, зв'язаних з перекачуванням активної потужності.

4. Моделювання перехідних електромагнітних процесів виявило великі сплески струмів в процесі комутації, значення яких може більш, ніж на два порядки перевищувати усталені значення. Значно зменшити їх можна, якщо для комутації таких навантажень використати спеціальні електромагнітні контактори, які служать для комутації конденсаторних установок.

ВИСНОВКИ

У дисертаційній роботі вирішено актуальне наукове завдання визначення основних закономірностей почергової дії на рідкий метал пульсуючого та біжучого магнітних полів шляхом математичного моделювання взаємопов'язаних електромагнітних, гідродинамічних і теплових процесів для підвищення ефективності систем електромагнітного перемішування розплаву в плавильних установках.

Основні наукові та практичні результати, отримані в роботі:

1. У результаті проведеного аналізу визначено плавильні металургійні агрегати, що найбільше потребують примусового перемішування рідкого металу, до яких в першу чергу відносяться установки з верхнім поверхневим нагріванням, зокрема відбивні плавильні печі. З метою підвищення ефективності перемішування металевого розплаву в таких печах запропоновано новий спосіб електромагнітного перемішування за рахунок почергової силової дії на метал пульсуючого і біжучого магнітних полів. Для реалізації такого способу запропоновано використання універсальних електромагнітних систем на основі лінійних індукторів, які в залежності від однофазного чи багатofазного живлення відповідно створюють у ванні печі двоконтурну або одноконтурну вихрові течії рідкого металу. З огляду на новизну та важливість такого рішення обґрунтовано необхідність проведення наукового дослідження таких систем з метою створення в подальшому нових ефективних електромагнітних перемішувачів для плавильних установок.

2. Сформульовано математичну модель для чисельного дослідження фізичних процесів в системі електромагнітного перемішування рідкого металу в плавильних агрегатах. Модель включає в себе три блоки диференціальних рівнянь, що описують електромагнітні, гідродинамічні і теплові процеси. Електромагнітний блок представлено у вигляді системи інтегро-диференціальних рівнянь: диференціального рівняння відносно комплексних амплітуд векторного магнітного і скалярного електричного потенціалів з врахуванням швидкості руху рідкого металу та інтегрального рівняння балансу напруг для котушок системи. Така

постановка дозволяє розв'язувати електромагнітні задачі як при заданих струмах, так і заданих напругах на котушках системи. Гідродинамічний блок являє собою усереднену Рейнольдсом систему диференціальних рівнянь Нав'є-Стокса, яка описує турбулентну течію в'язкої рідини з використанням k-ε моделі турбулентності. Для моделювання теплових процесів використано нестационарне рівняння теплопровідності з врахуванням усередненого руху рідкого металу та турбулентних пульсацій за рахунок введення коефіцієнта ефективної теплопровідності.

Оцінку ефективності електромагнітного перемішування рідкого металу в плавильних установках при моделюванні запропоновано проводити на основі декількох критеріїв: інтегральних електромагнітних сил, середньої в об'ємі рідкого металу швидкості руху розплаву та різниці максимального і мінімального (або середнього) значень температури металу у ванні печі.

3. На основі проведеного багатоваріантного моделювання електромагнітних і гідродинамічних процесів у двовимірній постановці визначено силовий вплив на рідкий метал інтегральних електромагнітних сил та визначена інтенсивність вихрового руху металу в залежності від конструктивних параметрів універсального індуктора (зазору між індуктором і рідким металом, полюсним діленням, кількістю стрижнів феромагнітного осердя) при однофазному та багатофазному його живленні. Встановлено, що найбільш ефективними серед розглянутих є двострижневі та тристрижневі електромагнітні системи (індуктори), які рекомендовано для більш детального тривимірного дослідження (моделювання). Для універсальних індукторів при багатофазному живленні вперше виявлено реверс одноконтурної вихрової течії рідкого металу у ванні печі при зміні полюсного ділення індуктора.

4. Для універсальних електромагнітних систем з дво- та тристрижневими лінійними індукторами встановлено залежності середньої швидкості вихрового руху рідкого металу у ванні печі від частоти струму живлення. Вперше виявлено реверс двоконтурної вихрової течії рідкого металу зі зміною частоти струму для електромагнітного перемішувача із тристрижневим індуктором у режимі

однофазного живлення. Сформульовано рекомендації щодо вибору оптимальних (раціональних) значень частоти живлення універсальних електромагнітних перемішувачів рідкого металу для плавильних агрегатів. Показано, що для відбивних печей, що плавлять алюміній, доцільно використати промислову частоту.

5. В результаті проведеного порівняльного аналізу дво- та тристрижневих електромагнітних систем перемішування встановлено, що обидві системи більш ефективні в режимі біжучого магнітного поля з дещо вищими показниками у тристрижневої системи. В обох випадках зсув фаз між напругами сусідніх котушок у них має становити 120 ел. град. У режимі пульсуючого магнітного поля, навпаки, більш ефективним виявилася система з двострижневим феромагнітним осердям. Обидві системи рекомендовано для практичного використання як основи для електромагнітних перемішувачів рідкого металу у відбивних печах.

6. Шляхом мультифізичного тривимірного моделювання виконано дослідження теплових процесів у ванні відбивної печі при електромагнітному перемішуванні алюмінієвого розплаву за допомогою універсального індуктора у випадку одночасного та у випадку послідовного нагрівання і перемішування розплаву. Встановлено, що суттєвого підвищення ефективності перемішування рідкого металу в печі можна досягти за рахунок почергової зміни в часі біжучого та пульсуючого магнітних полів при тривалості увімкненого стану в кожному режимі, яка приблизно дорівнює тривалості перехідного гідродинамічного процесу у ванні печі.

7. Визначено вплив феромагнітного кожуха печі та металевої ніші індуктора на ефективність універсального електромагнітного перемішувача рідкого металу. Встановлено, що вплив феромагнітного кожуха печі в обох режимах живлення є незначним (не перевищує 10%) і ним можна знехтувати. При наявності між індуктором та рідким металом металевої ніші ефективність перемішування може зменшуватися на 15% при значних електричних втратах в ній. Показано, що такі втрати, а також вплив ніші на ефективність перемішування можна суттєво зменшити за допомогою секціонування (виконання розрізів) металевої ніші, а

також за рахунок зменшення частоти струму живлення універсального перемішувача.

8. Запропоновано та виконано дослідження систем електроживлення універсальних електромагнітних перемішувачів рідкого металу з симетрокомпенсуючими пристроями, які дозволяють реалізувати необхідні режими роботи та підвищити електромагнітну сумісність перемішувачів з мережею живлення (компенсувати реактивну потужність та симетрувати струми мережі в обох режимах). Перемикання режимів роботи перемішувачів рекомендовано за допомогою контактних комутаційних апаратів (електромагнітних контакторів), що використовуються для комутації конденсаторних установок.

9. Розроблено технічні рекомендації і сформульовано пропозиції по створенню універсальної системи перемішування рідкого металу та системи її живлення, які передано Фізико-технологічному інституту металів та сплавів НАН України для розроблення дослідного зразка універсального електромагнітного перемішувача алюмінію для відбивних печей. Отримані в роботі результати мультифізичного моделювання фізичних процесів передано Науково-виробничому центру «Титан» Інституту електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України для використання в технології виробництва зливків із сплавів на основі титану та інших металів методом електронно-променевого плавлення.

СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ

1. Дубоделов В.И., Фикссен В.Н., Горюк М.С., Слажнев Н.А., Скоробагатько Ю.П. Современные устройства для электромагнитного перемешивания алюминиевых расплавов в печах и миксерах повышенной емкости. *Металл и литье Украины*. 2008. №5. С. 12-17.
2. Ращепкин А.П., Кондратенко И.П. Методологические основы анализа электромагнитных процессов в линейных индукционных машинах. Київ: Інститут електродинаміки НАН України, 2017. 355 с.
3. Вольдек А.И. Индукционные магнитогидродинамические машины с жидкометаллическим рабочим телом. Л.: Энергия, 1970. 272 с.
4. Лиелпетер Я.Я. Жидкометаллические индукционные МГД-машины. Рига: Зинатне, 1969. 246 с.
5. Баранов Г.А., Глухих В.А., Кириллов И.Р. Расчет и проектирование индукционных МГД-машин с жидкометаллическим рабочим телом. М.: Атомиздат, 1978. 249 с.
6. Охременко Н.М. Основы теории и проектирования линейных индукционных насосов для жидких металлов. М.: Атомиздат, 1968. 396 с.
7. Дубоделов В.И., Фикссен В.Н., Глухенький А.И., Гориславец Ю.М. МГД перемешиватели алюминиевых сплавов с пульсирующим магнитным полем. *Технічна електродинаміка*. 2009. №2. С. 7-8.
8. Глухенький А.И., Гориславец Ю.М., Токаревский А.В. Трехмерное моделирование однофазного электромагнитного перемешивателя жидких металлов. *Технічна електродинаміка*. 2013. №5. С. 77-84.
9. Глухенький А.И., Гориславец Ю.М., Максименко В.Ю., Токаревский А.В. Расчетное исследование влияния конструктивных параметров на эффективность однофазного перемешивателя. *Праці Інституту електродинаміки НАН України*. 2014. № 39. С. 114-120.

10. Гориславец Ю.М., Глухенький О.І., Токаревський А.В., Максименко В.Ю. Спосіб електромагнітного перемішування рідкого металу: пат. на корисну модель 89970 Україна. МПК F27D 27/00; опубл. 12.05.2014.

11. Гориславец Ю.М., Глухенький О.І., Максименко В.Ю., Бондар О.І. Порівняльний аналіз двох конструктивних рішень електромагнітного перемішувача рідкого металу з почерговою дією пульсуючого і біжучого магнітних полів. *Праці Інституту електродинаміки НАН України*. 2015. № 40. С. 103-108.

12. Глухенький О.І., Гориславец Ю.М., Бондар О.І. Моделювання нагрівання металевого розплаву у відбивній печі при електромагнітному перемішуванні. *Технічна електродинаміка*. 2015. №6. С. 78-83.

13. Дубоделов В.И., Фиксен В.Н., Гориславец Ю.М., Глухенький А.И., Бондар А.И. Моделирование электромагнитного перемешивания металлических расплавов под воздействием пульсирующего и бегущего магнитных полей. *Процессы литья*. 2016. № 4 (118). С. 3-9.

14. Бондар О.І., Глухенький О.І., Гориславец Ю.М. Моделювання фізичних процесів у пічному агрегаті з електромагнітним перемішуванням рідкого металу. *Технічна електродинаміка*. 2016. № 4. С. 92-94.

15. Гориславец Ю.М., Ладохін С.В., Глухенький О.І., Лапшук Т.В., Бондар О.І., Дрозд Є.О. Чисельне моделювання мультифізичних процесів при електронно-променевої гарнісажній плавці титану. *Технічна електродинаміка*. 2018. №5. С. 108-111.

16. Шидловський А.К., Гориславец Ю.М., Глухенький О.І., Бондар О.І. Ефективність універсальних електромагнітних перемішувачів рідкого металу в залежності від частоти живлення. *Технічна електродинаміка*. 2017. № 5. С. 76-82.

17. Бондар О.І., Глухенький О.І., Гориславец Ю.М. Визначення основних конструктивних параметрів універсальних перемішувачів рідкого металу. *Праці Інституту електродинаміки НАН України*. 2017. № 46. С. 119-126.

18. Бондар О.І., Глухенький О.І., Гориславец Ю.М. Вплив конструктивних елементів плавильної печі на ефективність універсального електромагнітного

перемішувача рідкого металу. *Праці Інституту електродинаміки НАН України*. 2017. № 48. С. 105-110.

19. Эфимов В.А., Эльдарханов А.С. Технологии современной металлургии. М.: Новые технологии, 2004. 784 с.

20. Ращепкин А.П., Кондратенко И.П., Карлов А.Н. Электромагнитное силовое воздействие на жидкий металл в кристаллизаторах сортовых машин непрерывного литья заготовок. Київ: Інститут електродинаміки НАН України, 2018. 313 с.

21. Stal R., Hanley P. Electromagnetic stirring in aluminum ladles. ABB Value Paper. 2009.

22. Некрасов Г.Б., Одарченко И.Б. Основы технологии литейного производства. Плавка, заливка металла, кокильное литье. Минск: Вышэйшая школа, 2013. 224 с.

23. Grzella J., Sturm P., Krüger J., Reuter M., Kögler C, Probst T. Ullmann's Encyclopedia of Industrial Chemistry. Metallurgical furnaces. Wiley-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA, 2003. DOI: 10.1002/14356007.b04_339.

24. Тир Л.Л., Столов М.Я. Электромагнитные устройства для управления циркуляцией металла в электропечах. Москва: Металлургия, 1991. 280 с.

25. Моисеев Ю.В., Личак А.И., Слажнев Н.А. Перемешивание и циркуляция жидкого металла при его индукционной плавке и разливке. *Процессы литья*. 2013. №2(98). С. 32-39.

26. Spitz W., Eckenbach C. Channel-type versus coreless induction furnaces. *Aluminium*. 2013. №1-2. Pp. 46-49.

27. Колесниченко А.Ф., Гориславец Ю.М., Бундя А.П., Граудул В.Н. Интенсификация процессов переноса тепла и массы расплава в однофазных канальных печах. *Сборник тезисов докладов*. Пермь-Київ: Інститут електродинаміки, 1981. С. 30-35.

28. Полищук В.П., Цин М.Р., Горн Р.К., Дубоделов В.И., Погорский В.К., Трефняк В.А. Магнито-динамические насосы для жидких металлов. Киев: Наук. думка, 1989. 256 с.

29. Ладохин С.В., Левицкий Н.И., Чернявский В.Б., Лапшук Т.В., Шмигидин В.Г., Кравчук Л.А., Гладков А.С. Электронно-лучевая плавка в литейном производстве. К.: Сталь, 2007. 626 с.

30. Тир Л.Л., Столов М.Я. Электромагнитные устройства для управления циркуляцией расплава в электропечах. М.: Metallurgy, 1975. 224 с.

31. Ладохин С.В., Корнюшин Ю.В. Электронно-лучевая гарнисажная плавка металлов и сплавов. К.: Наук. думка, 1988. 144 с.

32. Фарнасов Г.А., Фридман А.Г., Каринский В.Н. Плазменная плавка. М.: Metallurgy, 1968. 180 с.

33. Advanced melting technologies: energy saving concepts and opportunities for the metal casting industry. Prep. by University of Missouri-Rolla, Case Western Reserve University, and Carnegie Mellon University with BCS, Incorporated. November 2005.

34. Ячиков И.М., Карандаева О.И., Ларина Т.П., Портнова И.В. Моделирование электромагнитных процессов в электродуговых печах постоянного тока. Магнитогорск: МГТУ, 2005. 139 с.

35. Ячиков И.М., Карандаева О.И., Ларина Т.П. Моделирование электровихревых течений в ванне дуговой печи постоянного тока. Магнитогорск: ГОУ ВПО «МГТУ», 2008. 234 с.

36. Guthrie R.I.L., Isac M.M., Ren R.T. The fundamentals of forming microbubbles in liquid metal systems. *Light Metals 2017*, The Minerals, Metals & Materials Series, p. 1403-1409.

37. Goldschmit M.B., Owen A.H.C. Numerical modeling of gas stirred ladles. *Ironmaking & Steelmaking*. Processes, Products and Applications. 2013. Volume 28.

38. Schwarz M.P. Simulation of gas injection into liquid melts. *Applied Mathematical Modelling*. Volume 20, issue 1. January 1996. P. 41-51.

39. Li Y., Deng A., Li H., Yang B., Wang E. Numerical study on flow, temperature, and concentration distribution features of combined gas and bottom-electromagnetic stirring in a ladle. *Metals* 2018, 8, 76.

40. Schlesinger M.E. Aluminum recycling. New York: CRC Press, 2007. 218 p.

41. Clark P.M. Mechanical pumps for high-temperature liquid metal. *Mechanical Engineering*. 1953. P. 246-252.
42. Timofeev V., Khatsayuk M., Lybzikov G., Avdulov A. Application of MHD technology in non-ferrous metallurgy in Siberia. *9th International Conference on Fundamental and applied MHD, Thermo acoustic and Space technologies*, Riga, Latvia, June 16-20, 2014.
43. Peel A., Herbert J. Technology for electromagnetic stirring of aluminum reverberatory furnaces. *Light Metals*. 2011. P. 1193-1198.
44. Peel A. A look at the history and some recent developments in the use of electromagnetic devices for improving operational efficiency in the aluminium cast house. *Eighth Australasian Conference – Aluminium Cast House Technology*. 2003. P. 71-100.
45. Moffatt H.K. Electromagnetic stirring. *Phys. Fluids A* 3 (5). May 1991. P. 1336-1343.
46. Davidson P.A. An introduction to magnetohydrodynamics. New York: Cambridge University Press, 2001. 431 p.
47. Портнова И.В. Повышение эффективности перемешивания металла в ванне путем совершенствования конструкции дуговой печи постоянного тока малой вместимости. Дисс. на соиск. уч. степ. кандидата технических наук. 2016. 155 с.
48. Бояревич В.В., Фрейберг Я.Ж., Шилова Е.И., Щербинин Э.В. Электровихревые течения. Под. ред. Щербинина. Рига: Зинатне, 1985. 315 с.
49. Казак О.В., Семко А.Н. Электровихревые течения в осесимметричных сталеплавильных печах постоянного тока с подовым электродом. *Вісник Донецького національного університету, Сер. А: Природничі науки*, вип. 2. 2010. С. 116-122.
50. Wang F., Jin Z., Zhu Z. Numerical study of dc arc plasma and molten bath in dc electric arc furnace. *Ironmaking and Steelmaking*, vol. 33, no. 1. 2006. Pp. 39-44.

51. Alexis J., Ramirez M., Trapaga G., Jonsson P. Modeling of a DC electric arc furnace – heat transfer from the arc. *ISIJ International*, vol. 40, no. 11. 2000. Pp. 1089-1097.
52. Повх И.Л., Капуста А.Б., Чекин Б.В. Магнитная гидродинамика в металлургии. М.: Металлургия, 1974. 240 с.
53. Redfern W.D. Method for stirring electric-currentconducting melts in furnaces, mixers and holders: US Grant no. US3020323A, publ. 1958-11-18.
54. Gutierrez A.U., Heckathorn C.E. Electromagnetic pumps for liquid metals. California: United States Naval Postgraduate School, 1965. 85 p.
55. Протоковиков И.В. МГД технологии в металлургии. *Современная электрометаллургия*. № 4 (105). 2011. С. 32-41.
56. Müller U., Bühler L. Magnetofluidynamics in channels and containers. Berlin: Springer, 2001. 205 p.
57. Electromagnetically driven flows [Электронный ресурс] – Режим доступа до ресурсу: <http://www.phys.ens.fr/~gissinger/research.html>.
58. Bojarevics A., Beinerts T., Sarma M., Gelfgat Y. Arrays of rotating permanent magnet dipoles for stirring and pumping of liquid metals. *Journal for Manufacturing Science & Production*. 2015. Pp. 35-39.
59. Бояревич А., Бейнертс Т., Сарма М., Гельфгат Ю.М. Экспериментальные исследования модели МГД-перемешивателя с постоянными магнитами для алюминиевых печей. *Journal of Siberian Federal University. Engineering & Technologies* 5. 2015. С. 569-575.
60. Foshan metech aluminum technology co.,ltd [Электронный ресурс] – Режим доступа до ресурсу: <http://www.cnmetech.com>.
61. Огороков Н.В., Электромагнитное перемешивание металла в дуговых сталеплавильных печах. М.: Металлургиздат, 1961. 176 с.
62. Bamji P.J. Circulation of molten metal, December 3 1975.
63. Bamji P.J. Improvements in melting scrap metal and ingestion of solids in molten metal: European Patent 0120684. 1984.

64. Al-EMS electromagnetic stirring solutions improving aluminum furnace performance. ABB brochure [Электронный ресурс] – Режим доступа до ресурсу: www.abb.com/metals.

65. Технология электромагнитного воздействия на расплав алюминия [Электронный ресурс] – Режим доступа до ресурсу: <http://paseka24.ru/node/302>.

66. Павлов Е.А., Боговалов С.В., Тимофеев В.Н., Надточий Д.С. Магнитогидродинамическое перемешивание алюминиевых расплавов в миксерах сопротивления. *Вестник Сибирского государственного аэрокосмического университета имени академика М.Ф. Решетнева*. 2006. С. 201-205.

67. Технологическое оборудование [Электронный ресурс] – Режим доступа до ресурсу: <https://rezo.tech/>.

68. Non ferrous casting. Equipment MHD Technology. Riga: Krāsainie lējumi, 2004.

69. Jin J.-M. Theory and computation of electromagnetic fields. Hoboken, New Jersey: John Wiley & Sons, Inc., 2010. 588 p.

70. Pryor R.W. Multiphysics modeling using COMSOL: a first principles approach. Burlington: Jones & Bartlett Learning, 2009. 852 p.

71. Sadiku M.M.O. Numerical techniques in electromagnetics (2nd ed.). Florida: CRC Press LLC, 2001.

72. FEniCS Project [Электронный ресурс] – Режим доступа до ресурсу: <https://fenicsproject.org/>.

73. Explore Pervasive Engineering Simulation [Электронный ресурс] – Режим доступа до ресурсу: <https://www.ansys.com/>.

74. Multiphysics simulation just got better, faster, more accessible [Электронный ресурс] – Режим доступа до ресурсу: <https://www.comsol.com/>.

75. Подольцев А.Д., Кучерявая И.Н. Мультифизическое моделирование в электротехнике. К.: Институт электродинамики НАН Украины, 2015. 305 с.

76. Jin J.-M. The finite element method in electromagnetics. Hoboken, New Jersey: John Wiley & Sons, Inc., 2014. 876 p.

77. Silvester P., Modern electromagnetic fields. New Jersey: Prentice-Hall, Inc., 1968. 332 p.

78. Stratton J.A. Electromagnetic theory. New Jersey: John Wiley & Sons, Inc., 2007. 615 p.

79. Глухенький А.И., Гориславец Ю.М. Скалярный электрический и векторный магнитный потенциалы в теории электромагнитного поля. *Технічна електродинаміка*. 2012. №2. С. 7-8.

80. Maxwell J.C. A dynamical theory of the electromagnetic field. *Phil. Trans. R. Soc. Lond.* 1865. Pp. 459-512.

81. Maxwell J.C. A treatise on electricity and magnetism. Clarendon Press. 1873.

82. Калантаров П.Л., Цейтлин Л.А. Расчет индуктивностей: Справочная книга. Л.:Энергоатомиздат. 1986. 488 с.

83. Tritton D.J. Physical fluid dynamics (2nd ed.). Oxford: Clarendon Press, 1988. 544 p.

84. Müller U., Bühler L. Magnetofluidynamics in channels and containers. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2001. 210 p.

85. Taler D. Heat transfer in turbulent tube flow of liquid metals. *Proc. Of IX International Conference on Computational Heat and Mass Transfer, ICCHMT, 2016*. Pp. 148-157.

86. Болотин К.Е. Повышение эффективности индукционных магнитогидродинамических машин металлургического назначения. Дисс. на соиск. уч. степ. кандидата технических наук. 2018. 110 с.

87. Mathieu J., Scott J. An introduction to turbulent flow. New York: Cambridge University Press, 2000. 386 p.

88. Computational fluid dynamics: RANS. [Электронный ресурс] – Режим доступа до ресурсу: <http://www.learnengineering.org/2013/05/computational-fluid-dynamics-rans-fvm.html>.

89. Simulation of turbulent flows. [Электронный ресурс] – Режим доступа до ресурсу: <https://web.stanford.edu/class/me469b/handouts/turbulence.pdf>.

90. Frei W. Which turbulence model should I choose for my CFD application? [Электронный ресурс] – Режим доступа до ресурсу: www.comsol.com/blogs/which-turbulence-model-should-choose-cfd-application/.

91. Pope S.B. Turbulent flows. Cambridge University Press, 2000. 806 p.

92. Law of the wall. [Электронный ресурс] – Режим доступа до ресурсу: https://en.wikipedia.org/wiki/Law_of_the_wall.

93. Salim M.S., Cheah S.C. Wall y^+ strategy for dealing with wall-bounded turbulent flows. *International MultiConference of Engineers and Computer Scientists, IMECS*. 2009.

94. Kays W.M., Crawford M.E. Convective heat and mass transfer. 3rd ed. New York: McGraw Hill, 1993. 480 p.

95. Kays W.M. Turbulent Prandtl number – where are we? *ASME J. Heat transfer*, vol. 116, 1994. Pp. 284-295.

96. Weigand B., Ferguson J.R., Crawford M.E. An extended Kays and Crawford turbulent Prandtl number model. *Int. J. Heat and mass transfer*, vol. 40, no. 17, 1997. Pp. 4191-4196.

97. Lacasse D., Turgeon E., Pelletier D. On the judicious use of the k - ϵ model, wall functions and adaptivity. *Int. J. Thermal sciences*, vol. 43, 2004. Pp. 925-938.

98. Подольцев А.Д., Кучерявая И.Н. Мультифизическое моделирование электротехнических устройств. *Технічна електродинаміка*. 2015. № 2. С. 3-15.

99. Frei W. Exploiting symmetry to simplify magnetic field modeling. [Электронный ресурс] – Режим доступа до ресурсу: www.comsol.com/blogs/exploiting-symmetry-simplify-magnetic-field-modeling/.

100. Skin effect. [Электронный ресурс] – Режим доступа до ресурсу: https://en.wikipedia.org/wiki/Skin_effect.

101. Болотов А.В., Шепель Г.А. Электротехнологические установки. М.: Высш. Шк., 1988. 336 с.

102. Paoli G., Biro O., Buchgraber G. Complex representation in nonlinear time harmonic eddy current problems. *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 34, no. 5, 1998. Pp. 2625-2628.

103. Шидловський А.К., Кузнецов В.Г. Повышение качества энергии в электрических сетях. Киев: Наук. Думка, 1985. 268 с.

104. Милях А.Н., Шидловский А.К., Кузнецов В.Г. Схемы симметрирования однофазных нагрузок в трехфазных цепях. Киев: Наук. Думка, 1973. 220 с.

105. Шидловский А.К., Гориславец Ю.М., Глухенький А.И. Электромагнитные системы для дозирования жидких металлов. К.: Інститут електродинаміки Національної академії наук України, 2011. 210 с.

106. Контактторы для конденсаторных батарей СЕМ СН. [Электронный ресурс] – Режим доступа до ресурсу: 001.com.ua/download/catalogs/eti/eticon/cem-cn.pdf.

107. Борисов Б.П., Зубюк Ю.П., Шнурко В.К. Системы электропитания магнитодинамических установок. К.: Наук. Думка, 1994. 248 с.

Додаток А

Список публікацій здобувача

Наукові праці, в яких опубліковані основні наукові результати дисертації:

1. Гориславець Ю.М., Глухенький О.І., Максименко В.Ю., Бондар О.І. Порівняльний аналіз двох конструктивних рішень електромагнітного перемішувача рідкого металу з почерговою дією пульсуючого і біжучого магнітних полів. *Праці Інституту електродинаміки НАН України*. 2015. № 40. С. 103-108 (Особистий внесок – визначення електромагнітних та гідродинамічних параметрів перемішувачів для різних режимів їх живлення за результатами чисельних розрахунків електромагнітних та гідродинамічних процесів).

2. Глухенький О.І., Гориславець Ю.М., Бондар О.І. Моделювання нагрівання металевого розплаву у відбивній печі при електромагнітному перемішуванні. *Технічна електродинаміка*. 2015. №6. С. 78-83 (Особистий внесок – розроблення скінченно-елементної моделі для дослідження теплових процесів у ванні відбивної печі).

3. Дубоделов В.И., Фикссен В.Н., Гориславец Ю.М., Глухенький А.И., Бондар А.И. Моделирование электромагнитного перемешивания металлических расплавов под воздействием пульсирующего и бегущего магнитных полей. *Процессы литья*. 2016. № 4 (118). С. 3-9 (Особистий внесок – розроблення скінченно-елементної моделі для дослідження теплових процесів у ванні відбивної печі).

4. Шидловський А.К., Гориславець Ю.М., Глухенький О.І., Бондар О.І. Ефективність універсальних електромагнітних перемішувачів рідкого металу в залежності від частоти живлення. *Технічна електродинаміка*. 2017. № 5. С.76-82 (Особистий внесок – виконання 3D моделювань електромагнітних, гідродинамічних і теплових процесів).

5. Бондар О.І., Глухенький О.І., Гориславець Ю.М. Визначення основних конструктивних параметрів універсальних перемішувачів рідкого металу. *Праці Інституту електродинаміки НАН України*. 2017. № 46. С. 119-126 (Особистий внесок – знаходження середньої швидкості рідкого металу в залежності від частоти

струму живлення для універсальної електромагнітної системи на основі тристрижневого індуктора).

6. Бондар О.І., Глухенький О.І., Гориславець Ю.М. Вплив конструктивних елементів плавильної печі на ефективність універсального електромагнітного перемішувача рідкого металу. *Праці Інституту електродинаміки НАН України*. 2017. № 48. С. 105-110 (Особистий внесок – аналіз впливу основних конструктивних параметрів універсальних електромагнітних систем на ефективність перемішування).

Наукові праці, які засвідчують апробацію матеріалів дисертації:

7. Бондар О.І., Глухенький О.І., Гориславець Ю.М. Моделювання фізичних процесів у пічному агрегаті з електромагнітним перемішуванням рідкого металу. *Технічна електродинаміка*. 2016. № 4. С. 92-94. За матеріалами XIV Міжнародної науково-технічної конференції "Проблеми сучасної електротехніки", Київ, 6-10 червня, 2016 р. (Особистий внесок – розробка скінченно-елементної моделі для моделювання електромагнітних, гідродинамічних та теплових процесів, обґрунтування можливості зменшення втрат в конструктивних елементах плавильної печі).

8. Гориславець Ю.М., Ладохін С.В., Глухенький О.І., Лапшук Т.В., Бондар О.І., Дрозд Є.О. Чисельне моделювання мультифізичних процесів при електронно-променевої гарнісажній плавці титану. *Технічна електродинаміка*. 2018. №5. С. 108-111. За матеріалами XV Міжнародної науково-технічної конференції "Проблеми сучасної електротехніки", Київ, 4-8 червня, 2018 р. (Особистий внесок – розробка скінченно-елементної моделі для моделювання електромагнітних, гідродинамічних та теплових процесів, обґрунтування можливості зменшення втрат в конструктивних елементах плавильної печі).

Продовж. дод. А

Апробація результатів дисертації

Основні положення роботи викладено та обговорено на науково-практичних конференціях різного рівня:

1. XIV Міжнародна науково-технічна конференція "Проблеми сучасної електротехніки" (Київ, 6-10 червня 2016 р., форма участі – усна доповідь).
2. XV Міжнародна науково-технічна конференція "Проблеми сучасної електротехніки" (Київ, 4-8 червня 2018 р., форма участі – усна доповідь).

ДОДАТОК Б
АКТИ ВИКОРИСТАННЯ РЕЗУЛЬТАТІВ ДИСЕРТАЦІЙНОЇ РОБОТИ

ЗАТВЕРДЖУЮ

Директор Науково-виробничого центру «Титан»
ІЕЗ ім. Є.О. Патона НАН України
член-кореспондент НАН України

С.В. Ахонін
"9" *Серпень* 2019 р.



АКТ

використання результатів дисертаційної роботи О.І. Бондаря
"Системи електромагнітного перемішування рідкого металу з почерговою дією
пульсуючого і біжучого магнітних полів"

Чинний акт складено про те, що наукові результати, отримані в кандидатській дисертації молодшого наукового співробітника Інституту електродинаміки НАН України Бондаря Олексія Ігоревича, використано у математичній моделі для чисельного дослідження мультифізичних процесів при виробництві зливків зі сплавів на основі титану методом електронно-променевого плавлення в Науково-виробничому центрі «Титан» Інституту електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України.

Розроблена за участі О.І. Бондаря модель описує тривимірні гідродинамічні та теплові процеси для квазіусталеного режиму електронно-променевої плавки титанового сплаву Ti-6Al-4V в прохідний циліндричний кристалізатор діаметром 0,6 м. У моделі положення границі між рідкою та твердою фазами зливка визначається за допомогою методу фазового поля. Гідродинамічна задача розраховується для в'язкої турбулентної течії з використанням k-ε моделі турбулентності. У тепловій задачі для врахування теплоти фазового переходу використовується метод повної теплоємності, враховується тепломасоперенос і турбулентна теплопровідність за рахунок руху розплаву.

Модель визначає конфігурацію рідкої ванни і зони твердо-рідкого стану металу в залежності від технологічних параметрів електронно-променевої плавки – швидкості витягування зливка, температури металу на вході в кристалізатор, перерізу та локалізації струменя, яким розплав подається з проміжної ємності в кристалізатор, розподілу потужності електронно-променевого нагрівання по торцевій поверхні зливка.

Зазначена модель дозволяє оптимізувати технологічний режим електронно-променевої плавки сплавів титану, знизити енергозатрати та покращити якість зливків.

Зав. відділом ЕПП
кольорових металів та сплавів
с.н.с., к.т.н.

Березос В.О.

ЗАТВЕРДЖУЮ

Директор Фізико-технологічного інституту
металів та сплавів НАН України
член-кореспондент НАН України
А.В. Нарівський



"20" 2019 р.

АКТ

використання результатів дисертаційної роботи молодшого наукового співробітника
Інституту електродинаміки НАН України Бондаря Олексія Ігоровича
"Системи електромагнітного перемішування рідкого металу з почерговою дією
пульсуючого і біжучого магнітних полів"

Цей акт складено про те, що наукові результати, отримані в кандидатській дисертації О.І. Бондаря, використано у Фізико-технологічному інституті металів та сплавів НАН України при створенні універсальних електромагнітних перемішувачів у вигляді математичної моделі, що описує електромагнітні, гідродинамічні і теплові процеси в плавильних агрегатах з електромагнітним перемішуванням рідкого металу. Модель дозволяє у безіндукційному наближенні та при повній магнітогідродинамічній постановці визначати параметри електромагнітних систем перемішування як при заданих струмах, так і заданих напругах. Вона адекватно описує вихрові течії металу з врахуванням турбулентності, а також тепломасоперенос, що виникає у ванні печі за рахунок руху рідкого металу включно з турбулентними пульсаціями. Отримані в роботі результати планується використати при розробленні та створенні нових ефективних електромагнітних перемішувачів рідкого металу для плавильних агрегатів, зокрема печей і міксерів для плавлення і приготування алюмінієвих сплавів.

Завідувач відділу магнітної гідродинаміки
академік НАН України

В.І. Дубодєлов