

МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ  
НАЦІОНАЛЬНИЙ УНІВЕРСИТЕТ БІОРЕСУРСІВ І  
ПРИРОДОКОРИСТУВАННЯ УКРАЇНИ

**ЕЛЕКТРОТЕХНІЧНЕ ОБЛАДНАННЯ  
НА ОСНОВІ ФУНКЦІОНАЛЬНИХ  
МАТЕРІАЛІВ**

Монографія

Рекомендовано Вченою радою  
Національного університету біоресурсів і природокористування України

**КИЇВ 2014**

Національний університет біоресурсів і природокористування України  
Київський національний університет технології та дизайну  
Інституту металофізики НАН України

**ЕЛЕКТРОТЕХНІЧНЕ ОБЛАДНАННЯ  
НА ОСНОВІ ФУНКЦІОНАЛЬНИХ  
МАТЕРІАЛІВ**

Київ 2014

УДК 621.3-192  
ББК 31.2  
М 54

Авторський колектив:

**В.В. Козирський**, д-р техн. наук, проф., Заслужений діяч науки і техніки України  
(розділи 1,2,3,4,6,7,8);

**В.В. Каплун**, д-р техн. наук, проф. (розділи 1,2,3,4,5,6,7);

**О.А. Ліхачов**, д-р фіз.-мат. наук, старший науковий співробітник Інституту  
металофізики НАН України (розділ 9);

**Г.С. Фірстов**, к-т фіз.-мат. наук, старший науковий співробітник Інституту  
металофізики НАН України (розділ 9).

Рекомендовано до друку Вченою радою  
Національного університету біоресурсів і природокористування України  
(протокол № 3 від 29 жовтня 2014 р.)

**Рецензенти:**

**І.П. Кондратенко** – завідувач відділом електромагнітних систем Інституту  
електродинаміки НАН України, доктор технічних наук, професор;

**П.В. Задерей** – завідувач кафедри вищої математики Київського національного  
університету технології та дизайну, доктор фізико-математичних наук, професор;

**О.М. Берека** – директор НДІ електроенергетичних систем НУБіП України, доктор  
технічних наук, професор.

**М 54**      **Електротехнічне обладнання на основі функціональних матеріалів / Козирський  
В.В. Каплун В.В. та ін. – К.: НУБіП України, 2014. – 409 с.  
ISBN**

Монографія присвячена науковій проблемі підвищення надійності  
електротехнічного обладнання на основі властивостей функціональних матеріалів  
(ФМ). Розробки та практична реалізація комплексу засобів з використанням ФМ для  
контролю температури в енергетичному обладнанні, динамічного управління роботою  
контактних систем та захисту електроустановок від аварійних режимів відкрили  
напрямки підвищення надійності та ефективності енергетичного обладнання шляхом  
збільшення експлуатаційного ресурсу контактних систем та ефективності управління  
тепловими режимами.

Монографія призначена для науковців, студентів та широкого кола фахівців у  
галузі електроенергетики.

УДК 621.3-192  
ББК 31.2

© Національний університет біоресурсів і природокористування України  
© Київський національний університет технології та дизайну  
© Інститут металофізики НАН України

## АНОТАЦІЯ

Наукова проблема підвищення надійності електротехнічного обладнання вимагає системного вирішення комплексу актуальних теоретичних та практичних задач. Протягом останніх років сформований новий перспективний науковий напрям в електротехніці, в основу якого покладені властивості нових функціональних матеріалів: сплавів з ефектами пам'яті форми і надпружності та композиційних контактних матеріалів з більшою екологічною безпечністю та підвищеною зносостійкістю. Сплави з ефектом пам'яті форми та надпружності володіють властивістю термомеханічного перетворення, тобто здатністю розвивати реактивні зусилля в сотні МПа і при цьому виконувати значні переміщення „вільної” його частини. Перетворюючи три види енергії (електричну, теплову, механічну), вони виконують в певному діапазоні температур роль робочого тіла та робочого органу одночасно і є найпростішим „трансформатором” теплової енергії в механічну.

Наявність унікальних властивостей сплавів з ефектами пам'яті форми та надпружності відкриває можливості розробки принципово нових пристроїв. Без сумнівів, напрямки їх можливого застосування вимагають творчої інженерної думки, винахідництва.

У роботі представлені результати розробки та практичної реалізації комплексу засобів для контролю температури у енергетичному обладнанні, динамічного управління роботи контактних систем та захисту електроустановок від аварійних режимів відкрили напрямки підвищення надійності та ефективності енергетичного обладнання шляхом збільшення експлуатаційного ресурсу контактних систем, ефективності управління тепловими режимами, розширення функціональних можливостей теплоелектроприводів комутаційних апаратів і пристроїв захисту електроустановок.

## ПЕРЕДМОВА

Використання нетрадиційних, новітніх матеріалів в електротехнічному обладнанні є однією із перспективних складових розвитку електроенергетики в цілому. Однією із груп таких функціональних матеріалів є сплави з ефектами пам'яті форми і надпружності (сплави з ЕПФН) та композиційні контактні матеріали з більшою екологічною безпечністю та підвищеною зносостійкістю.

Сплави з ЕПФН, перетворюючи три види енергії (електричну, теплову, механічну), виконують роль робочого тіла і робочого органу одночасно у діапазоні температур  $-200^{\circ}\text{C}$  ...  $+200^{\circ}\text{C}$ . Для сплавів з ЕПФН є незаперечним фактом існування силових властивостей, поєднаних з приводними в одному матеріалі, а не в механізмі, тобто їх здатність розвивати реактивні зусилля в сотні МПа і виконувати переміщення „вільної” його частини при надходженні низькотемпературної теплової енергії. Неймовірно, але допустима відносна деформація сплавів з ЕПФН складає 2...8% (для монокристалів до 25%).

Наявність унікальних властивостей обумовлює належність сплавів з ЕПФН до матеріалів з унікальними властивостями, які зазвичай притаманні декільком матеріалам, чи пристроям, тому першим застосуванням є заміна декількох елементів системи – одним, із сплаву з ЕПФН. Іншими застосуваннями є розробка принципово нових технічних засобів та удосконалення існуючих. Оскільки сплави з ЕПФН є провідниками електричного струму і прямими перетворювачами теплової енергії у механічну роботу, вони все більше знаходять застосування в електроенергетиці.

Починаючи з 1987 року у Національному університеті біоресурсів і природокористування України був сформований колектив вчених і фахівців, перед яким стояло завдання досконалого вивчення властивостей сплавів з ЕПФН, технології їх отримання та обробки, а у подальшому створення і виготовлення технічних засобів для електроустановок, які не мали аналогів.

Пройшовши складний шлях становлення, творчий колектив запропонував ряд технічних засобів, які вперше у галузях електроенергетики країн СНД реалізували серійне виробництво та широке впровадження – засоби регулювання тиску у контактних з'єднаннях, термореле, засоби та системи контролю температури контактів, нові принципи виконання засобів захисту від перевантаження та коротких замикань, електротермомеханічні приводи та ін.

Споживачами цієї продукції стали понад 250 підприємств України, Російської Федерації, республіки Беларусь, Казахстану – серед них: Запорізька АЕС, Рівненська АЕС, Бурштинська ДРЕС, КМ АК “Київенерго”, ДАГГК “ДніпроГідроЕнерго”, Київська ТЕЦ-5, комбінат «Криворіжсталь», Харківське підприємство електричних мереж, Черкаська ТЕЦ, завод «Серп і

молот» м. Харків, Маріупольський концерн «Азовмаш», Коростенське ПЕМ, СП «Фроніус-Факел», АО «Янтарьэнерго», Кольська АЕС, Калузька ТЕЦ, Тюменьнафтогаз, Кіровська ДРЕС (Російська Федерація), «Вітебськэнерго» (республіка Беларусь) та ін.

Більшість розробок донедавна була обмежена відносно низькими температурами застосування (до 400 К). Лише останнє десятиріччя ознаменувалось інтересом до так званих високотемпературних сплавів з ефектом пам'яті форми. Ці матеріали вважаються перспективними для застосування у авіакосмічній, автомобілебудівній, гірничо-видобувній галузі промисловості, але найбільш відповідальне та значуще використання цих матеріалів очікується в енергетиці: запобіжники, силові вмикачі, силові приводи у ядерній енергетиці (при запобіганні перегріву ядерних реакторів, скидання твелів здійснюється при 700-750°C), гідроенергетиці та інше. Серед матеріалів цього класу вже досягнутий певний прогрес в одержанні стабільних зворотних деформацій величиною близько 3% при температурах, що не перевищують 300°C, на сплавах Ti-Ni-Pt і Ti-Ni-Zr.

Важливим результатом досліджень стало встановлення закономірностей мартенситних перетворень та магнітомеханічних ефектів в нових феромагнітних системах сплавів на основі NiMnGa. Значний ефект магніострикції (6-10%), відносна висока швидкість реакції матеріалу на прикладені магнітні поля, помірні значення цих полів, при яких починає проявлятися ефект магнітної пам'яті форми зробили матеріали з магнітною пам'яттю форми надзвичайно привабливими для їх практичного застосування. Вказані об'єкти можуть бути застосовані для ефективного прямого перетворення накопиченої магнітної енергії в механічну і навпаки, що робить їх придатними для виготовлення різного роду актуаторів, сенсорів та інших привідних пристроїв контрольованих помірними магнітними полями, де немає необхідності розвинення значних механічних зусиль, зокрема для створення пристроїв активного вібраційного контролю та низькочастотних перетворювачів звуку.

Дана монографія підводить підсумок багаторічних наукових досліджень комплексного вирішення проблем надійності та підвищення ефективності електротехнічного обладнання на основі використання нових функціональних матеріалів – сплавів з ефектом пам'яті форми і надпружності та композиційних контактних матеріалів з більшою екологічною безпечністю і підвищеною зносостійкістю.

## РОЗДІЛ 1. ПЕРСПЕКТИВИ ВИКОРИСТАННЯ СМАРТ-СПЛАВІВ З ПАМ'ЯТТЮ ФОРМИ В ЕНЕРГЕТИЦІ

Сучасні теоретичні методи і програмні мультифізичні засоби надають конструкторам і дослідникам можливості отримувати найвищий рівень оптимальності характеристик технічних засобів у напрямках ефективності і надійності. Процес подальшого удосконалення і створення нових технічних засобів обмежується вичерпністю характеристик традиційних електротехнічних матеріалів.

На особливу увагу заслуговують розробки застосування сплавів з ефектом пам'яті форми для створення технічних пристроїв контролю температури контактних з'єднань, автоматичного регулювання стріли провисання проводів ЛЕП при зміні температури оточуючого середовища, приводних елементів автоматичного вимикання вакуумних вимикачів при коротких замиканнях [1,2,3]. Це були перші застосування даних сплавів в електроенергетиці України. Однак через відсутність серійного вітчизняного виробництва сплавів групи Ni-Ti та значну вартість (1 кг проводу діаметром 1 мм виробництва фірми "AMT - Advanced Materials and Technologies" (Бельгія) у 1992 р. коштувала 531\$ США, а один погонний метр – 18,5\$) впровадження даних розробок обмежилось виготовленням зразків та лабораторною перевіркою їх функціональних можливостей. Дані дослідження стосуються розробок різних технічних принципів та результатів їх експериментальних перевірок.

Однак, використання сплавів з ефектом пам'яті форми в різних галузях діяльності людини відбувається незначними темпами. Як не дивно, але вже не нові ФС [4] (відкриті у 1932 р.) охопили лише незначну частку сфер їх можливого застосування, починаючи від побутових пристроїв і закінчуючи промисловими впровадженнями. Внаслідок цього виникають питання відносно того, чи є ФС насправді настільки функціональними та, з іншого боку, які дослідження необхідні для впровадження так званих функціональних властивостей.

Незаперечний факт існування силових властивостей, поєднаних з приводними в одному матеріалі, а не в механізмі. Тобто, здатність ФС розвивати реактивні зусилля в сотні МПа і при цьому виконувати переміщення „вільної” його частини (відносна деформація сплаву від 4 до 8% [4]) при зміні теплової чи механічної енергії, електричному нагріванні та охолодженні. Слід зазначити, що ФС, перетворюючи три види енергії (рис.1.1), виконує роль робочого тіла і робочого органу одночасно в діапазоні температур від  $-200\text{ }^{\circ}\text{C}$  до  $+200\text{ }^{\circ}\text{C}$  та з досить швидким спрацюванням при електричному нагріванні і зміні

прикладеної механічної енергії. Наведені фактори вказують на особливості ФС поміж інших сплавів, засобів перетворення енергій та приводних пристроїв.

При наявності таких унікальних властивостей, завдяки яким ФС належить до смарт-матеріалів, існує питання про його застосування. Оскільки у смарт-сплаві спостерігається об'єднання властивостей (рис.1.1), які зазвичай притаманні декільком матеріалам чи пристроям, то першим застосуванням є заміна декількох елементів системи на один, виконаний із ФС, другим – розробка принципово нових пристроїв. Також можливе використання ФС як додаткового рішення для розширення технічних можливостей вже існуючих пристроїв. Без сумнівів, у цих трьох напрямках можливого застосування смарт-сплаву присутній компонент творчої інженерної думки і винахідництва. Тобто знаючи механізми перетворення енергій і залежності фізичних величин для ФС у загальних рисах, можна знайти пристрій, в якому застосування смарт-сплаву було б можливим. Поняття останнього слова „можливим” вказує на початок проведення попередніх і детальних досліджень з використання ФС в обраному пристрої для визначення таких понять як „ефективність” (технічна, економічна) та „доцільність” зробленої заміни.

Питаннями енергетики, механіки, приладобудування, медицини тощо займаються фахівці відповідних галузей, тобто розвиток таких напрямів здійснюється на вже існуючій базі відповідних знань. На відміну від зазначених, завдяки інформаційним технологіям, нині відбувається

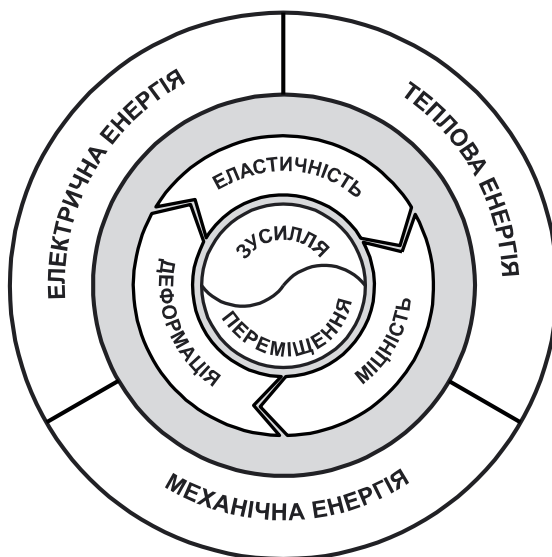


Рис.1.1. Умовне графічне зображення впливу енергій на сплав з ефектом пам'яті форми та поєднання його основних характеристик і властивостей

формування бази фундаментальних знань про ФС, яка дасть змогу проводити конкретні галузеві дослідження та застосування більш простіше та



швидше. Паралельно із дослідженнями металофізиків проводяться дослідження в напрямку застосування смарт-сплавів. Знання про ФС ще не набули широкого розповсюдження, немає чіткого трактування законів, за якими розвиваються їх характеристики та залежності різних фізичних величин. Поряд з багатьма експериментальними даними існує певна кількість теоретичних способів побудови моделей для пояснення основних характерних залежностей. Складність процесів, які протікають у сплаві, змушують проводити спрощення при складанні моделей: феноменологічних, що ґрунтуються на правилах гомогенізації; мікромеханічних, що поєднують характеристики мікроскопічного рівня ФС та його макроскопічну характеристику; моделей чіткої фронтальної фази [5]. Це при тому, що навіть прості моделі містять складні вирази та розрахунки. Моделюванням процесів у пристрої із ФС вирішується конкретна прикладна задача взаємодії властивостей смарт-сплаву в системі, враховуючи специфіку галузі та області застосування.

Можна чітко виділити три напрямки досліджень ФС:

Металофізичний – залежності різних фізичних величин від вмісту компонентів смарт-сплаву, технічні характеристики;

Опис та моделювання характеристик ФС;

Опис та моделювання характеристик пристрою із застосованим у ньому ФС.

Кожен з напрямів є окремою наукою або поєднанням декількох.

Металофізичні дослідження дають набір експериментальних даних та статистичної інформації. За їх результатами виконують вибір виду та сорту ФС за відповідними технічними характеристиками, наприклад за робочою температурою, реактивним зусиллям, деформацією тощо.

Моделювання характеристик ФС передбачає перш за все математичний опис експериментальних залежностей та встановлених закономірностей розвитку основних фізичних величин. Зазвичай використовується математична фізика із застосуванням імовірнісних розподілів, першого або другого закону термодинаміки, термодинамічних потенціалів Гіббса і Гельмгольца тощо. Розв'язання відбувається спочатку аналітично, а потім чисельно, застосовуючи різні варіанти методів скінчених елементів, скінчених різниць і тощо з відповідними початковими та граничними умовами [4,5,6].

Процес складання і рішення моделі для пристрою, який містить ФС, аналогічний попередньому. Увага акцентується на характеристиках пристрою.

У процесі складання моделей необхідні знання з математики, фізики, опору матеріалів, прикладної механіки та галузі промисловості, зокрема електроенергетики.

Для моделювання найчастіше застосовуються спеціалізовані програмні продукти, такі як Ansys, MSC Visual Nastran, MSC Patran, Abaqus, PDELab, Matlab, FEMLab та інші. Використання таких засобів значно спрощує процес досліджень та прискорює підготовку виробів для промислового виробництва. Зазвичай ці програми використовуються в поєднанні з інженерними програмами для проектування, такими як Pro/ENGINEER, CATIA, AutoCAD та ін.

Таким чином, після розв'язання поставленої задачі можна вести мову про ефективність та доцільність застосування ФС у конкретному виробі.

Наведений перелік досліджень є досить наукомісткий, складний та коштовний. Рівень обтяжливості таких досліджень визначається вже наявною базою перелічених ресурсів виконавця і замовника або науково-дослідного закладу чи компанії.

Незважаючи на складність наведеної послідовності дій, практика показує, що розробка простих і одночасно принципово нових пристроїв може бути відносно простою. Але при зростанні функціональної складності системи, у якій застосовується виконавчий елемент із ФС, складність розв'язання задач може зростати за експоненціальним законом.

Галузями, де можуть застосовуватись ФС, є медицина, авіакосмічна та електротехнічна промисловість, робототехніка, апаратобудування. Вони містять досить великий фінансовий потенціал, який дозволяє досліджувати і впроваджувати смарт-сплави.

В електротехніці поширено ряд простих пристроїв, таких як теплові реле, покажчики перегріву контактних з'єднань, шайби для управління режимом роботи розбірних контактних систем, муфтові з'єднувачі провідників тощо. Використання ФС дозволило розробити абсолютно нові пристрої та значно покращити характеристики вже існуючих. Разом з тим, перелік ще не впроваджених апаратів та пристроїв значно поповниться при подальшому налагодженні науково-технічної колії досліджень сплавів. Цей прогноз є реальним завдяки позитивній реакції споживачів ринку електротехнічного обладнання на пристрої із смарт-сплавом. Високий економічний показник, такий як попит, вказує на такі ж рівні технічної ефективності запропонованих виробів, їх новизни, а також ефективності виконаної наукової роботи.

Таким чином, принципово нові вироби і конкуруючі, виготовлені із застосуванням ФС, перш за все спрямовані виробником на підвищення технічної ефективності тієї ланки процесу, для якої вони призначені. Робота науково-технічного активу із застосування смарт-сплаву спрямована на подолання нерівномірності внутрігалузевого розвитку, тобто компенсацію та вирівнювання якісної складової характеристик пристроїв у комплексній системі обладнання, наскільки те дозволяє розвиток науки та технологій.

Потрібно відмітити, що смарт-матеріали приходять на зміну традиційним матеріалам та пристроям, які вже вичерпують свої можливості. У певній мірі ФС вирішує проблему насичення апаратів технічними рішеннями, які призупинили їх розвиток. Зокрема, проводиться розробка автоматичного вимикача з універсальним розчіплювачем, електричного запобіжника з термомеханічним руйнуванням вставки, електротеплового реле з елементами із ФС.

Термін „технічна ефективність” (ТЕФ), вживаний для характеристики виробів із ФС, у нашому розумінні є вимогою часу. Він передбачає порівняння величин певних параметрів подібних пристроїв за призначенням, але різних за принципом дії або будовою. До певних параметрів належать не тільки надійність і технічна характеристика та параметри пристрою, але і їх якісна складова, що доцільно для галузі електроенергетики. Таким чином, сконцентровані поняття в терміні технічної ефективності повинні відображати показники якості роботи, які прямо впливають на термін експлуатації самого пристрою і системи, в якій він функціонує. Слід додати, що затрати праці та час обслуговування є також важливими критеріями ТЕФ.

Детальний аналіз поняття "ТЕФ" для виробів із смарт-сплавами та визначення кожної його складової дасть змогу сформуванню уточнені критерії для встановлення дійсної ефективності впровадження з технічної точки зору.

Щодо економічної ефективності виробництва та застосування ФС в апаратах, то зрозуміло, що нові технології завжди були не дешевими, але завдяки достатньому зростанню науково-технічного розвитку ціни на продукти нової технології незначно відрізняються від цін на попередники.

Матеріали з ефектом пам'яті форми належать до групи найпростіших прямих перетворювачів низькотемпературної теплової енергії у механічну роботу. Сплави групи Ni-Ti отримали широке застосування у світі в авіакосмічній техніці, машинобудуванні, робототехніці, медицині. Удосконалення технологій серійного виробництва даної групи сплавів та винайдення сплавів з ефектами пам'яті форми та надпружності на основі міді – Cu-Al-Mn та інших – привело до суттєвого зниження їхньої вартості та можливості широкого застосування в інших галузях господарства.

Основними факторами, що спонукають розглядати можливість застосування даної групи матеріалів в електрообладнанні систем електропостачання є: висока циклічна міцність, що перевищує аналогічні показники таких металів як мідь та сталь на два – три порядки [7]; перевищення майже у 10 разів чутливості та деформаційних характеристик порівняно з аналогічними властивостями групи біметалів; висока антикорозійна стійкість [8,9].

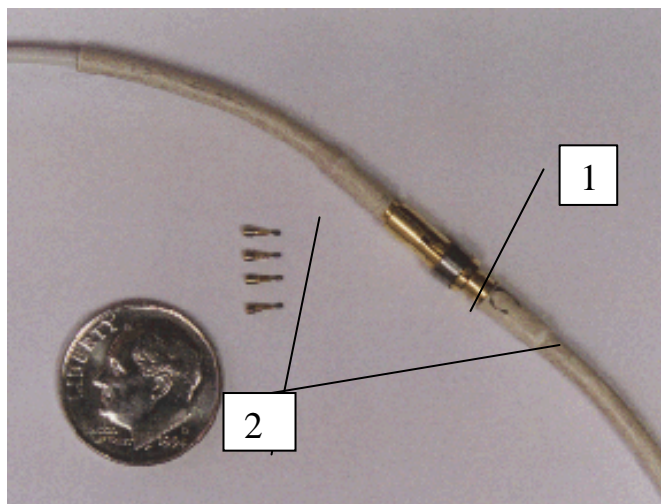
Унікальні фізичні властивості зазначених сплавів створюють умови для широкого спектра застосування їх у різних галузях сільського господарства. Дослідження наукової та патентної інформації із друкованих видань та електронних джерел мережі Internet показали, що на сьогоднішній день у світі створено, випускаються серійно і відповідно мають комерційний попит десятки виробів.

Розглянемо деякі із прикладів застосування сплавів з ЕПФ в електроенергетиці. У таких промислово розвинених країнах як США, Японія, Франція та Бельгія розроблені теплові двигуни, які перетворюють низькотемпературну теплову енергію у механічну роботу. Створено більше десяти варіантів виконання цього типу двигунів. Наприклад, фірма «Sharp.Corp.» розробила двигун з робочими петлями із проводу діаметром 0,75 мм [10,11]. При температурі гарячої води +30 °С, холодної +10 °С частота обертів складала 1000 1/хв, механічна потужність – 0,7 Вт, електрична – 0,35 Вт на кожен грам сплаву з ЕПФ. В [11] зауважено, що немає принципових труднощів у реалізації двигуна з механічною потужністю 10 кВт та електричною 5 кВт. Такі циклічні теплові машини з робочим тілом із сплаву з ЕПФ отримали назву «мартенситні двигуни» або «мартенситні перетворювачі енергії».

Перспективним є застосування сплавів з ЕПФ для механічного з'єднання проводів за допомогою муфт багаторазового використання. Муфта, що пройшла обробку на запам'ятовування форми, роздається дорнуванням при пониженій температурі. При нагріванні вище температури  $A_5$  муфта дає усадку і обтискає втулку та кінці проводів, вставлених у неї. Подібні муфти серійно випускаються фірмою «Rauchem Corp.» (рис.1.2).

На цій фірмі розроблені та серійно випускаються електричні контакти типу «Сгуосон», які складаються із гнізда та штекера. На гніздо із розрізом надівається кільце із сплаву з ЕПФ, попередньо деформоване (збільшене в діаметрі) при понижених температурах. Після введення штекера контактне з'єднання нагрівається. Кільце обтискає контактне з'єднання і створює контактний тиск близько 70 МПа, що забезпечує надійну роботу контакта.

Рис. 1.2. Контактне з'єднання проводів за допомогою муфти із сплаву Ni-Ti фірми "Raychem Corp.":  
1 – муфта із сплаву з ЕПФ; 2 – провідники



Дослідження із застосування сплавів з ЕПФ у трансформаторобудуванні наведено у [12,13]. На реальних обмотках трансформаторів класу напруги 110 кВ показана можливість компенсації реологічних процесів та підпресовування обмоток під час експлуатації.

Наукові розробки вчених КПІ В.К.Ларіна та Г.З.Затульського, інституту "Сільенергопроект" В.Г.Бєбка та М.Т.Романенка, Національного університету харчових технологій В.Е.Шестеренка та С.Є.Вакуленка, асоціації "АСЕЛЕНЕРГО" Є.І.Удода [1,14,15,16,17] засвідчили можливість застосування сплавів групи Ni-Ti для регулювання стріли провисання проводів ЛЕП, створення комбінованого захисту-приводу вакуумних вимикачів та ін.

Сплави з ЕПФ є перспективні для застосування в як термочутливі приводні елементи розчіплювачів автоматичних вимикачів та теплових реле [18,19,20]. При прямому нагріванні електричним струмом вироби із сплавів з ЕПФ проявляють властивість надшвидкого відновлення форми.

Наявність у даних матеріалів інтервалу найвищої чутливості дозволить зменшити матеріаломісткість і масу автоматичних вимикачів, підвищити точність характеристик за рахунок зменшення зони похибки струмів спрацьовування. Застосування розчіплювачів з термомеханічною пам'яттю форми дозволить відмовитися від термобіметалевих розчіплювачів, що значно зменшить трудомісткість виготовлення вимикачів. Розчіплювачі на основі сплавів з мідною основою мають високу стабільність характеристик та здатні витримувати до 500 000 циклів зміни температури [21].

Застосування термочутливих елементів із сплавів з ЕПФ дає можливість підсилити струмообмежувальний ефект запобіжників та зменшити їх час спрацювання [18].

На основі сплаву Ni-Ti розроблено пристрій для контролю перегрівання силових контактних з'єднань, який дає можливість своєчасно встановлювати перегріті контакти та проводити їх обслуговування [2].

Аналіз відмічених вище робіт показав, що дослідження даних сплавів та використання унікальних властивостей прямого перетворення теплової енергії у механічну роботу і ефекту надпружності можуть бути значно розширені у таких напрямках: більш глибокого вивчення явищ ефектів пам'яті форми і надпружності та використання їх фізичних (електротеплових, термомеханічних і ін.) властивостей для створення методів та засобів підвищення надійності і ефективності електрообладнання систем електропостачання споживачів у сільському господарстві; встановлення закономірностей впливу властивостей сплавів з ефектом пам'яті форми і надпружності на характеристики, надійність та процеси в електрообладнанні систем електропостачання.

Значний вплив на надійність електропостачання споживачів вносять силові контактні з'єднання в електроустановках. У табл.1.1. наведені статистичні дані середньої кількості контактів струмоприймачів та частку відмов контактів від загальної кількості відмов електрообладнання [22,23,24].

Таблиця 1.1. Середня кількість контактів в електроустановках та частка їх відмов від загальної кількості аварій

№ п/п	Об'єкт	Середня кількість контактів	Частка відмов
1	Районна трансформаторна підстанція напругою 35/10 кВ	2000–5000	0,12–0,19
2	Повітряна лінія 10 кВ з пунктами секціонування та АВР	200–350	0,1–0,19
3	Споживчі трансформаторні підстанції напругою 10/0,4 кВ	100–500	0,25–0,40
4	Свинарник-відгодівельник на 500 голів	80–100	0,12–0,17
5	Корівник на 200 голів	85–95	0,11–0,18
6	ЗАВ-40	65–80	0,13–0,18
7	Ремонтні цехи	80–100	0,11–0,15

Із табл.1.1 видно, що у системі електропостачання від шин 35 кВ районної трансформаторної підстанції до затискачів споживача може бути в середньому

від 2365 до 5950 контактів. Велика кількість даних елементів сприяє зниженню надійності електрообладнання. Вихід з ладу навіть одного контакту може призвести до тяжких наслідків. Загальна відносна кількість відмов електрообладнання у діючих системах електропостачання сільських споживачів, що обумовлена виходом з ладу контактів, становить близько 20%. Це вказує на необхідність вивчення і узагальнення наукового та практичного досвіду в області контактних систем з розробкою шляхів підвищення їх надійності.

Напрямок здійснення пошуку у даній області може також базуватись на гіпотезі про можливість використання фізичних (електротеплових, термомеханічних та ін.) властивостей функціональних сплавів для підвищення надійності контактів, бо режими функціонування та процеси у контактах збігаються за своєю природою з фізичними умовами виникнення явищ ефектів пам'яті форми та надпружності.

У розвиток теорії контактів значний вклад внесли Р.Хольм, Н.Н.Дзекцер, Ю.С.Висленев, В.В.Афанасьєв, А.М.Залеський, Е.И.Ким [25,26,27,28,29] та ін. У зазначених роботах розкривається теоретичне обґрунтування електричних, механічних та теплових процесів у контактах різних типів. Розроблені методики оптимізації параметрів контактних систем та представлені результати експериментальних робіт удосконалення контактів з перевіркою технічних шляхів підвищення їх надійності.

Відповідно до теорії контактів Р.Хольма [29], опір стягування обумовлений тим, що лінії струму поблизу точок дотику звужуються й опір збільшується. Математично ця теорія для багатоточкового контакту знайшла відображення у формулі:

$$R_{\text{пер}} = \frac{\rho_0}{2 \cdot a \cdot n}, \quad (1.1)$$

де  $\rho_0$  – питомий опір матеріалу контакт-деталей;  $a$  – радіус контактної плями;  $n$  – кількість контактних плям.

У рівнянні (1.1) перехідний опір залежить від параметрів поверхонь контактування, які, у свою чергу, для пластичних деформацій, знаходяться у прямій залежності від контактного тиску [29]:

$$A_r = \frac{P}{H}, \quad (1.2)$$

де  $A_r$  – фактична площа дотику;  $P$  – контактний тиск;  $H$  – твердість контактних поверхонь.

Важливою передумовою для розуміння явищ, що відбуваються у контактних з'єднаннях, є також розрахунки теплового опору і температури у

зоні контактної стики. Рівень температури зони контактування впливає на питомий електричний опір, твердість контакт-деталей, утворення та темп росту плівок.

Таким чином, стан контактної з'єднання в значній мірі визначається станом поверхонь контактування, контактним тиском і температурою зони контактування. Всі три фактори взаємозалежні. З урахуванням впливу інших факторів (електричного навантаження, вологи, температури зовнішнього середовища, агресивних домішок у повітрі) розвиток стану контакту достатньо важко піддається прогнозуванню.

Розглянуті роботи, розвиваючи теорію контактів, ґрунтуються на класичному складі фізичної моделі контактної системи розбірного типу: (контакт-деталь) – (контакт-деталь) – (елементи кріплення – болт, гайка, шайба). Зростання електричного струму і температури при такому складі контакту призводить до різного рівня погіршення тепломеханічного та електромеханічного режимів його роботи з поступовим накопиченням негативних наслідків. Таким чином у міжоглядовий експлуатаційний період розвиток стану контакту (при його класичному складі) відбувається за сценарієм некерованого процесу з поступовим погіршенням таких показників як перехідний опір та температура.

Проведені дослідження у роботах [26,29,30,31,32,33,34,35] дали можливість зробити попередній висновок, що подальший розвиток теорії контактів можливий у напрямі розробки динамічного управління режимами роботи та процесами старіння контактних систем. У цьому випадку пропонується доповнити класичну структуру фізичної моделі контактів додатковими елементами, фізичні властивості яких забезпечать автоматичне управління електротепловим та електромеханічним режимами роботи контактних систем з підтриманням параметрів у межах нормованих значень. Це, у свою чергу, вимагає перегляду та доповнення теоретичного аналізу контактів з урахуванням того, що фактор контактної тиску (див. рівняння 1.2) стає автоматично керованим залежно від температури і теплових деформацій контакт-деталей.

Здійснення цього напряму досліджень стало реально можливим завдяки винайденню та освоєнню упродовж останнього десятиліття сплавів з ефектами пам'яті форми та надпружності на основі міді Cu-Al-Mn [8,9,36,37,38], які мають на порядок нижчу вартість порівнянно зі сплавами групи Ni-Ti, близькі до міді теплопровідність та питомий електричний опір.

Використання фізичних властивостей даних сплавів також дає можливість переглянути інший важливий напрям забезпечення надійності електроустановок – контроль температурного режиму контактів у процесі експлуатації [2,39].



Таким чином, ґрунтуючись на аналізі вищезазначених наукових робіт, можна вважати, що подальший розвиток рішення проблеми підвищення надійності систем електропостачання може здійснюватись шляхом розробки науково-технічних передумов використання явищ ефектів пам'яті форми та надпружності функціональних сплавів в електрообладнанні.

## РОЗДІЛ 2. ЯВИЩА ЕФЕКТІВ ПАМ'ЯТІ ФОРМИ І НАДПРУЖНОСТІ. ФІЗИЧНІ ВЛАСТИВОСТІ ФУНКЦІОНАЛЬНИХ СПЛАВІВ

### 2.1. Сплави з ефектами пам'яті форми та надпружності

#### 2.1.1. Загальні положення

Сплави з ефектом пам'яті форми належать до тієї групи металічних матеріалів, які мають властивість спонтанно відновлювати при нагріванні початкову форму, яку вони мали до примусової деформації [9,36,40,41]. Матеріали, які відновлюють форму тільки при нагріванні, мають ефект *однобічної пам'яті* форми. Деякі сплави при певних умовах проявляють властивість змінювати форми і при охолодженні, тобто мають *двобічну пам'ять* форми.

Ці унікальні сплави також проявляють надпружні властивості – ефект надпружності [42], який може бути викликаний змушеною напругою формуванням мартенситу вище його нормальної температури. Оскільки ця стадія сплаву формується вище його нормальної температури, то мартенсит після зняття механічної напруги негайно повертається до неспотвореного аустеніту. Цей процес забезпечує еластичність, подібну до еластичності каучуку. Вироби із сплаву в цьому стані називають “супергумкою”[43].

До сьогоденішнього дня ЕПФ та ЕНП виявлено у широкому загалі подвійних та потрійних сплавів, наприклад Ti-Ni, Fe-Ni, Au-Cd, Cu-Zn-Al, Cu-Al-Ni, Cu-Al-Mn та ін. Однак використання знаходять тільки ті сплави, які можуть генерувати при нагріванні суттєві механічні напруги та зусилля і мають відповідно комерційний інтерес. Це сплави нікель-титан Ti-Ni та на мідній основі Cu-Zn-Al, Cu-Al-Ni та Cu-Al-Mn [44,45].

Вперше зареєстрував спостереження ефекту пам'яті форми у 1932 р. А.Оландер. На основі металографічних спостережень та зміни електричного опору було відмічено псевдопружну поведінку сплаву Au-Cd. У 1938 р. Гринінджер і Мурадян спостерігали при нагріваннях і охолодженнях появу і зникнення стадії мартенситу при дослідженнях зігнутого бруска із сплаву Cu-Zn.

Основне явище ефекту пам'яті – керованого термоеластичного поведіння стадії мартенситу – було широко повідомлене десятиліттям пізніше В.М. Курдюмовим і Л.Г. Хандросом (1949, Київ, Інститут металофізики) та Чангом і Рідом (1951) [38,46].

У 1962 р. в американській військово-морській лабораторії артилерії ефект пам'яті форми виявлено у сплаві Ni-Ti [40]. Цей сплав було названо Nitinol. Відкриття явища ЕПФ у даному сплаві дало великий поштовх дослідженням та застосуванням у різних галузях. Найбільш інтенсивний розвиток сплавів,

вивчення їх властивостей, розробок технічних пристроїв для галузей електроенергетики, побутової техніки, медицини, комп'ютерної техніки спостерігається, починаючи з 1988 р. [9,41,47,48,49,50,51].

### 2.1.2. Фізичні властивості та основні характеристики сплавів з ЕПФ

ЕПФ виникає у випадку термопружної рівноваги між високотемпературною матричною і низькотемпературною мартенситною фазами у сплаві. Пряме мартенситне перетворення у даних сплавах розвивається при охолодженні у порівняно вузькому температурному інтервалі. Температури початку і кінця мартенситного перетворення відстоять на десятки, а в деяких сплавах на одиниці градусів. Механічні напруги, що виникають у ході цього кристалографічного перетворення, не перевищують межі пружності високотемпературної фази, і на межі високотемпературна фаза – мартенсит зберігається пружний зв'язок кристалічних решіток обох фаз. Відповідна пружна енергія є рушійною силою зворотного перетворення мартенсит – високотемпературна фаза, що відбувається при нагріванні. Зворотне перетворення, що протікає так само, як і пряме, у вузькому інтервалі температур, теж носить мартенситний характер і повертає атоми у вихідне положення. Термоеластичне мартенситне перетворення, що спричиняє відновлення форми – результат потреби кристалічної структури ґрат, щоб пристосуватись до мінімального стану енергії для даної температури [36,43].

У табл.2.1. представлено склад та деякі параметри сплавів з ЕПФ, які отримали найбільш широке застосування [43].

Таблиця 2.1. Сплави з ефектом пам'яті форми

Сплав	Склад сплаву	Температурний діапазон, °C	Гістерезис, °C
Au-Cd	46,5/50 ат.% Cd	+30...+100	15
Cu-Al-Ni	14/14,5 wt.% Al 3/4,5 wt.% Ni	-140...+100	35
Cu-Zn	38,5/41,5 wt.% Zn	-180...-10	10
Cu-Zn-X (X = Si, Sn, Al)	a few wt.% of X	-180 ...+200	10
Cu-Al-Mn	12/15 wt.% Al 3/4,5 wt.% Mn	-180 ...+200	10...40
Ni-Al	36/38 ат.% Al	-180 ... +100	10
Ni-Ti	49/51 ат.% Ni	-200 ...+110	30

Схема прямого і зворотного перетворень у сплавах з ЕПФ і відповідні температурні точки показані на рис.2.1 [52].

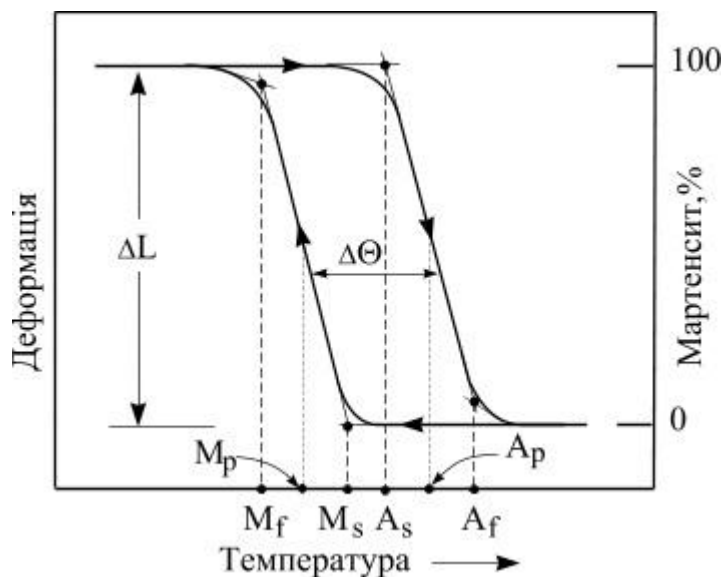


Рис.2.1. Термомеханічна характеристика сплаву з ЕПФ

Тут  $A_s$ ,  $A_f$  – температура початку і кінця зворотного мартенситного перетворення при нагріванні (температура початку і закінчення формування фази аустеніту);  $M_s$ ,  $M_f$  - температура початку і кінця прямого мартенситного перетворення при охолодженні (температура початку і закінчення формування фази мартенситу);  $A_p$  – температура, що відповідає середині інтервалу зворотного мартенситного перетворення при нагріванні;  $M_p$  – температура, що відповідає середині інтервалу прямого мартенситного перетворення при охолодженні.

У сплавах з термопружними перетвореннями прикладанням зовнішньої механічної напруги можна одержати значну загальну деформацію зразка (відносно подовження 2...8%, див. табл.2.2 [52]). Ця деформація на багато

Таблиця 2.2. Порівняння параметрів та властивостей сплаву Ni-Ti і сталі

Властивість, параметри	Ni-Ti	Сталь
Відновлюване видовження	8%	0,8%
Біосумісність	Позитивна	Негативна
Модуль Юнга*	Наближено 48 ГПа	Наближено 193 ГПа
Питома густина	6,45 г/см <sup>3</sup>	8,03 г/см <sup>3</sup>
Магнітні властивості	-	+
Межа механічної міцності	≈ 1,240 МПа	≈ 760 МПа
Питомий електричний опір	80 – 100 мкОм·см	72 мкОм·см

\* Модуль Юнга сплавів з ЕПФ є нелінійною величиною.

більша від пружної допустимої деформації звичайних металів, що складає десяти частки відсотка, і накопичується не за рахунок необоротних зрушень у металі (пластична деформація відсутня), а в результаті спрямованого мартенситного перетворення. Прикладання зовнішньої сили упорядковує зсув атомів при цьому перетворенні. Якщо нагріванням викликати зворотне мартенситне перетворення, то ця деформація зникне, тому що атоми повернуться у вихідне положення, яке вони займали в решітках високотемпературної фази до деформації. Зовні це проявляється як повернення вихідної форми зразка.

Положення характерних точок на схемі перетворень та здатність виробу із сплаву з ЕПФ виконувати корисну роботу залежить від умов відновлення форми зразком (наявності механічних навантажень та можливості відновлення форми), складу сплаву та термообробки виробу. Характер залежності максимальної термомеханічної реактивної напруги  $\sigma_{\text{МАКС}}$  зразка із сплаву з ЕПФ від величини вільного ходу  $M$  відновлення форми представлено на рис.2.2. [43]. Аналіз даної залежності показує, що реактивна напруга буде найбільшою при наявності вільного ходу відновлення форми  $M=50\%$ . У випадку наявності вільного ходу  $M=0$  (механічна заборона відновлення форми) або  $M=100\%$  (повне відновлення форми) зразок не зможе виконувати корисну роботу.

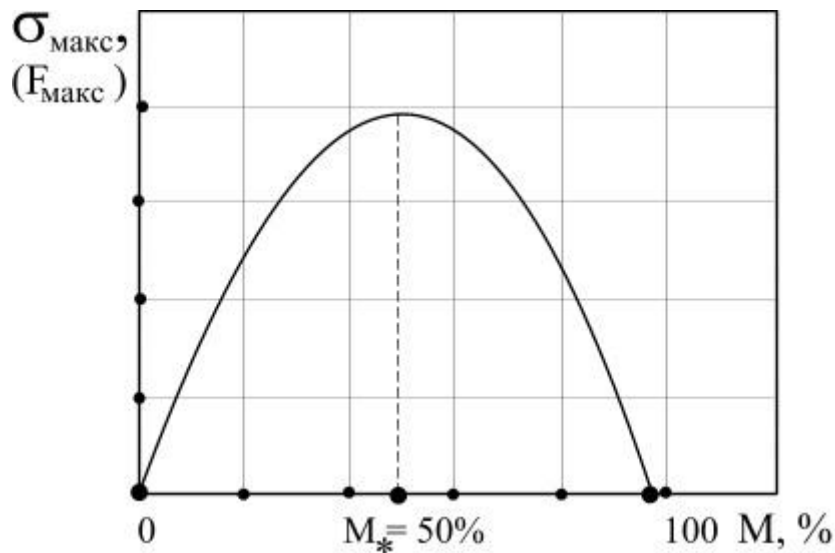


Рис.2.2. Залежність максимальної реактивної напруги від відносної величини вільного ходу відновлення форми виробу із сплаву з ЕПФ

При повторенні циклів "охолодження–деформація–нагрівання" ступінь відновлення форми виробу дещо зменшується, а після 10–15 циклів стабілізується [53]. Одночасно стабілізується положення характерних температурних точок мартенситного перетворення.

При термоциклюванні виробів із сплаву спостерігається набуття властивості двосторонньої пам'яті, яка проявляється у прямій залежності форми зразка від зміни температури. Наприклад, зразок згинається при нагріванні і самостійно випрямляється при охолодженні. Ефект зворотної пам'яті може проявлятися багаторазово - до декількох мільйонів циклів без змін властивостей та структури сплаву [43,54,56].

Другим ефектом, що проявляється у даних сплавах та має надзвичайну науково-технічну цінність, є ефект надпружності (ЕНП) [42]. Проявляється цей ефект за такої умови: температура нагрівання зразка має бути вищою від температурної точки  $A_F$  (зразок повністю відновив форму). Примусове деформування цього зразка відбуватиметься відповідно до деформаційної характеристики, яка представлена на рис.2.3 [42]. На ділянці відносної деформації  $0 \dots \epsilon_{\text{п}}$  функціональна залежність зусилля і відносної деформації визначається законом Гука (поз. 1, див. рис.2.3).

У межах ділянки  $\epsilon_{\text{п}} \dots \epsilon_{\text{нп}}$  ( $\epsilon_{\text{п}} \dots \epsilon_{\text{нп}}$  – граничні відносні відповідно пружна та надпружна деформації) виникає ефект надпружності і деформування зразка відбувається при незначному зростанні зусилля (3–5%, поз. 2, див. рис.2.3). При зворотному напрямку деформації зміна залежності  $F(\epsilon)$  відбуватиметься за кривою 3 (стрілками вказані напрямки деформації). Таким чином, умовно можна вважати, що деформування виробу із сплаву з ЕПФ та ЕНП у межах

відносної деформації від  $\epsilon_{\text{п}}$  до  $\epsilon_{\text{нп}}$  відбувається при постійному зусиллі на рівні  $F_{\text{макс}}$ .

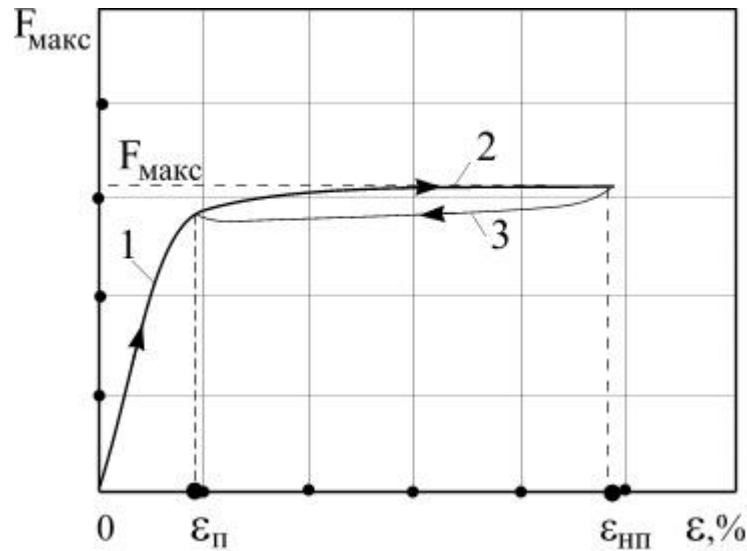


Рис.2.3. Деформаційна характеристика надпружного сплаву з ділянками:

1 – пружної деформації; 2 – надпружної деформації; 3 – надпружної деформації при зворотному напрямку деформування

Зміна структури кристалової решітки, викликана зовнішньою напругою у сталі та сплаві з ЕПФ, зображена на схемі рис.2.4. [52]. У зразку із сталі за межами пружної області (відносна деформація до 0,8%) настає незворотна пластична деформація. У сплаві “супергумка” Ni-Ti відносна деформація може досягати 8%. Коли зовнішня напруга буде знята, кристалова решітка повернеться до вихідного стану.

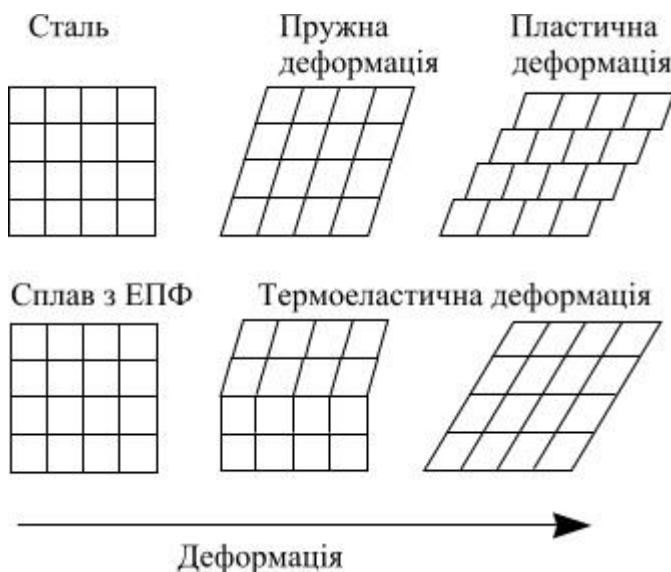


Рис.2.4. Схема зміни структури ґрат при зовнішньому механічному навантаженні у сталі та сплаві Ni-Ti

### 2.1.3. Методи визначення температури точок фазових перетворень у сплавах з ЕПФ

При використанні будь-якого із сплавів з ЕПФ важливою є інформація про температуру характерних точок схеми перетворень (див.рис.2.1)  $A_S$ ,  $A_F$ ,  $M_S$  та  $M_F$ . Існує велика кількість методів визначення цих параметрів, але найбільшу увагу заслуговують такі: вимірювання температури при постійному навантаженні зразка; застосування скануючого калориметра Differential Scanning Calorimeter (DSC) [56,57]; контроль точок температури за зміною форми зразка при нагріванні та охолодженні у водяній ванні; контроль електричного опору зразка при фазових перетвореннях.

Перший спосіб дає можливість проводити фізичне моделювання, яке найбільше наближене до практичних умов роботи виробів із сплаву з ЕПФ. Примусове деформування зразка виконується при температурі, нижчій від значення  $M_F$ , і постійному механічному навантаженні. Проводиться нагрівання та охолодження зразка і реєстрація залежності деформації від температури, яка буде подібна наведеній залежності на рис.2.1. Необхідно зазначити, що параметри  $A_S$ ,  $A_F$ ,  $M_S$  та  $M_F$  залежать від величини механічного навантаження. Визначення параметрів при нульовому навантаженні виконується методом екстраполяції за даними декількох залежностей (див. рис.2.1) при різних рівнях механічного навантаження. Зміна нахилу кривих під дією різних за величиною механічних навантажень дає можливість створювати пристрої з регульованими характеристиками.

Найбільш точним методом визначення температури характерних точок при нульовому навантаженні є метод, що ґрунтується на використанні калориметра DSC-7PC "PERKIN-ELMER". Він дає можливість реєструвати графік зміни поглинання або віддачі кількості тепла зразком із сплаву з ЕПФ при його нагріванні і охолодженні. Крива DSC представлена на рис.2.5 [57].

Третій метод визначення дискретних значень температури більш відомий як активне  $A_F$  (або функціональне  $A_F$ ) тестування. Зразок, наприклад дрід, згинається у формі літери U, а потім нагрівається у водяній ванні (рис.2.6) [53].



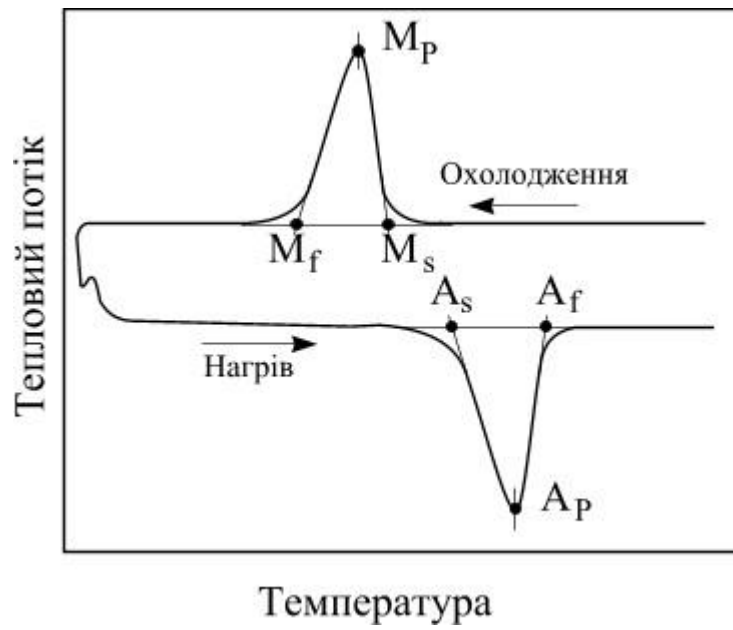


Рис.2.5. Типова крива DSC для сплаву з ЕПФ

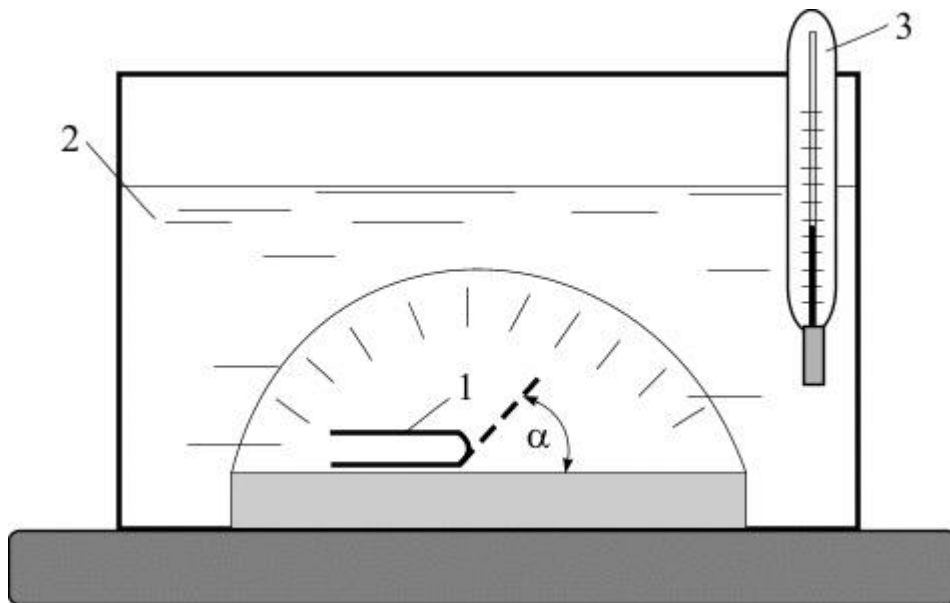


Рис.2.6. Технічний спосіб визначення температур  $A_s$  та  $A_f$ :  
 1 – зразок із сплаву з ЕПФ; 2 – ванна з водою; 3- термометр

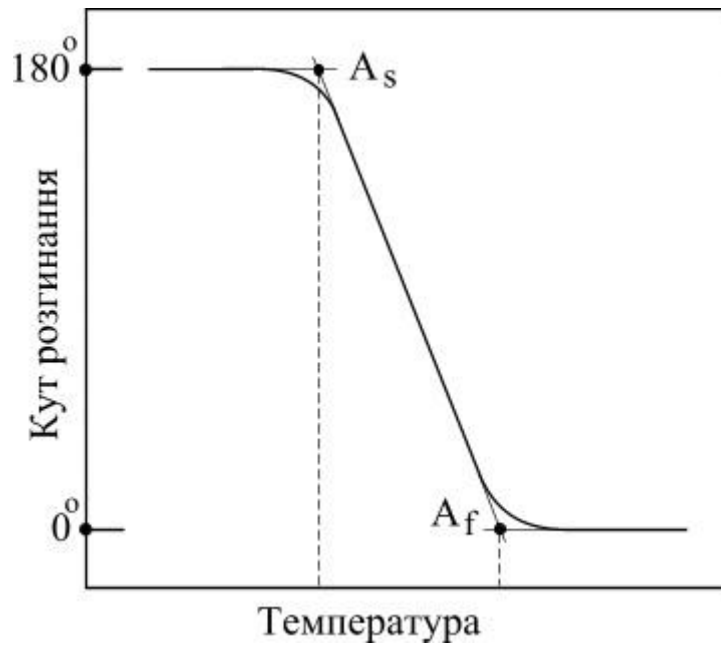


Рис.2.7. Типова крива тестування зразка із сплаву з ЕПФ з контролем кута розгинання і температури у водяній ванні

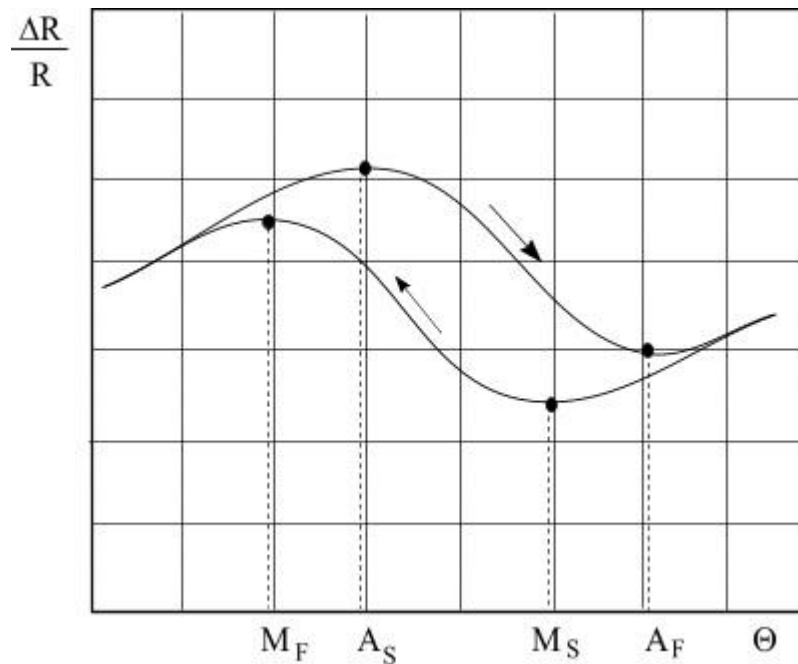


Рис.2.8. Залежність відносної величини електричного опору сплаву від температури нагрівання

При цьому проводиться вимірювання температури води та кута розгинання зразка. Графік подібної залежності наведено на рис.2.7 [53].

Четвертий метод базується на вимірюванні електричного опору зразка при нагріванні та охолодженні. У даному випадку сплави з ЕПФ демонструють цікаві зміни опору (до 20%) у діапазоні температур фазових перетворень. Характер типової залежності відносної величини опору сплаву від температури нагрівання наведено на рис.2.8 [11]. В той же час дослідженнями встановлено,

що кореляція між електричним опором і механічними властивостями дуже слаба. Також відомо, що на величину опору конкретного зразка впливає кількість температурних циклів та механічних навантажень [11].

#### 2.1.4. Серійні сплави з ЕПФ та їх особливості і характеристики

На сьогоднішній день існує дві єдині системи сплавів з ЕПФ, що досягли рівня промислового використання – Ni-Ti сплави і сплави на мідній основі. Властивості цих двох систем дуже різні. Ni-Ti сплави мають більшу межу відносної допустимої деформації (до 8% проти 4 – 5% для сплавів на мідній основі), стійкіші до агресивних середовищ та термостійкіші. З іншого боку, сплави на мідній основі набагато дешевші, їх можна виплавляти та обробляти на повітрі, отримувати більш широкий діапазон потенційних температур перетворення, вони мають значно вищу теплопровідність (що дуже важливо для застосувань в електротехніці). Таким чином, дві системи сплавів мають переваги і недоліки, що потребує детального вивчення умов застосування виробів із сплавів з ЕПФ у кожному конкретному випадку з метою досягнення найбільшої ефективності.

Сплави Ni-Ti. Основа системи сплаву нікелю-титану – набір із двох металів з еквіатомним міжметалевим складом. Міжметалевий склад даного сплаву є екстраординарним, тому що має помірний діапазон розчинності для нікелю чи надлишку титану, а також і більшості інших металевих елементів. Це показує на піддатливість сплаву Ni-Ti порівняно з найбільш звичайними сплавами. Властивість розчинності дозволяє вводити у сплав багато інших елементів і, таким чином, змінювати механічні властивості і властивості перетворення системи. Надлишок нікелю (може складати до 1%) знижує температуру перетворення і підсилює механічні властивості сплаву (стадії аустеніту). Часто використовуються інші елементи, наприклад, залізо і хром (для зниження температури перетворень), мідь (для зменшення гістерезису і зниження напруги деформації мартенситу). Однак такі елементи як кисень і вуглець змінюють температуру перетворень і погіршують механічні властивості сплаву, тому бажано при виплавлянні і обробці мінімізувати кількість цих елементів.

Головні фізичні і деякі з механічних властивостей системи сплаву Ni-Ti наведено у табл. 2.3 (для сплаву з  $A_F \approx 100$  °C) [54].



Таблиця 2.4. Параметри та характеристики сплавів Cu-Zn-Al, Cu-Al-Ni та Cu-Al-Mn

№ п/п	Параметри	С п л а в и		
		Cu-Zn-Al	Cu-Al-Ni	Cu-Al-Mn
1	Температура плавлення, °C	950-1020	1000-1050	1000-1060
2	Густина, г/см <sup>3</sup>	7,64	7,12	7,05
3	Питомий опір, мкОм·см	8,5 – 9,7	11 – 3	9 – 11
4	Теплопровідність, Вт/см·°C	120	30 – 43	45 – 60
5	Модуль Юнга, ГПа, для стадій: бета мартенсит	72	85	90
		70	80	85
6	Термомеханічна напруга, МПа, для стадій: бета мартенсит	350	400	500
		80	130	200
7	Межа механічної міцності, МПа	600	500 – 800	600 – 800
8	Шкала температури перетворень, °C	-120	-120	-120
		+200	+200	+200
9	Максимально допустима відносна деформація, %	4	4	3,2

Склад сплавів Cu-Al-Ni та Cu-Al-Mn знаходиться у таких межах: 11 – 14,5% Al та 3 – 5% Ni або Mn. Узагальнену картину про можливий вміст легуючих елементів у сплавах на основі міді Cu-Al-X (X – вміст третього легуючого елементу, наприклад марганцю, заліза, цинку або нікелю) з властивостями ЕПФ дає концентраційний трикутник рис.2.9 [44]. Однак, цей спосіб не дає можливості програмувати склад сплаву залежно від рівня заданої температури відновлення форми.

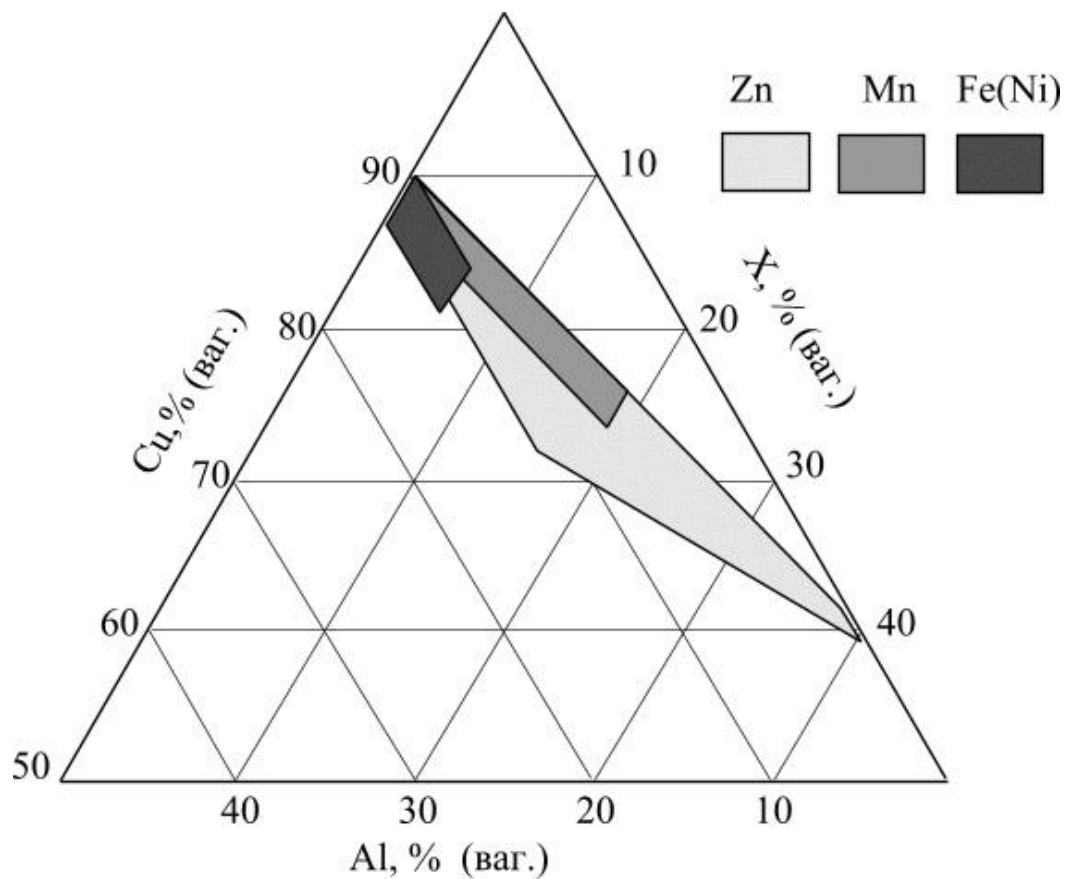


Рис.2.9. Концентраційний трикутник для сплавів Cu-Al-X

*Вплив складу сплаву на температуру відновлення форми.* Певне уявлення про відповідність складу сплаву Cu-Zn-Al значенням температури  $M_s$  дає діаграма на рис.2.10 [44].

Найбільш достовірну інформацію про дану залежність отримують із експериментальних дослідів. Складність розробки надійних розрахункових методів визначення температур мартенситного перетворення обумовлена

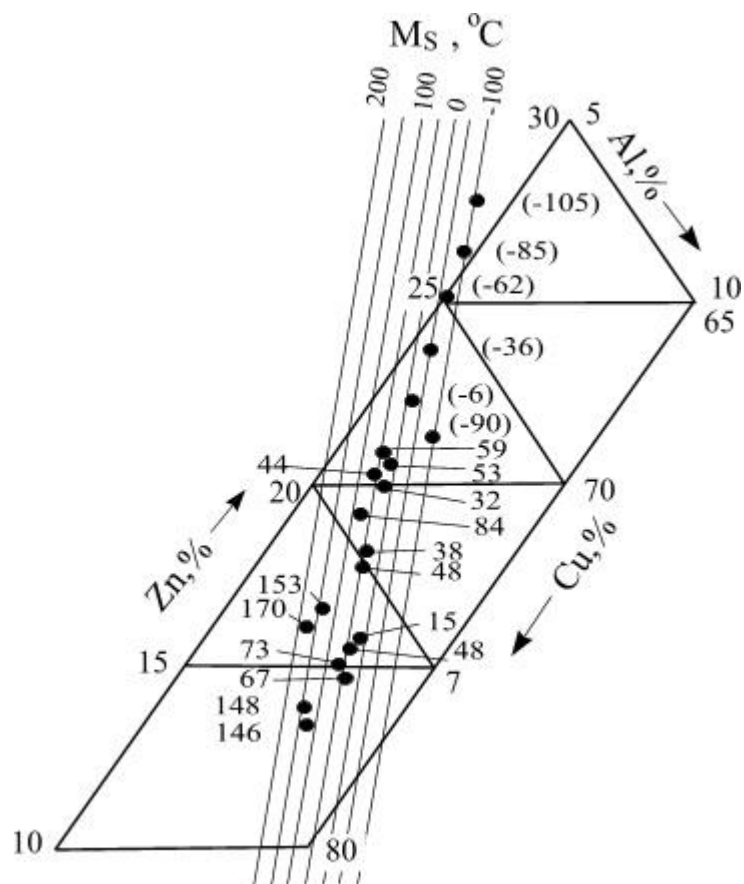


Рис.2.10. Діаграма співвідношення  $M_s$  температури та складу сплаву Cu-Zn-Al

великим значенням концентраційного градієнта мартенситних точок, з одного боку, та складною залежністю мартенситних температур від складу деяких сплавів, з другого.

Наприклад, у бінарних сплавах Cu-Al збільшення вмісту алюмінію з 12 до 14 ваг.% знижує температуру  $M_s$  та  $A_s$  приблизно на 250 °C (0,1ваг.% Al знижує мартенситні точки на 12 – 13 °C) [44]. Аналогічна картина спостерігається і в потрійних сплавах типу Cu-Al-Mn (рис.2.11). Однак вплив вмісту алюмінію у цьому випадку вищий – 0,1 ваг.% Al знижує температуру приблизно на 16%. Встановлено, що характер впливу вмісту алюмінію на величину температур переходу практично однаковий у сплавах з різним вмістом марганцю: позиція 1 відповідає сплаву з 2,3 – 3% Mn; 2 – з 4,0 – 4,2% Mn.

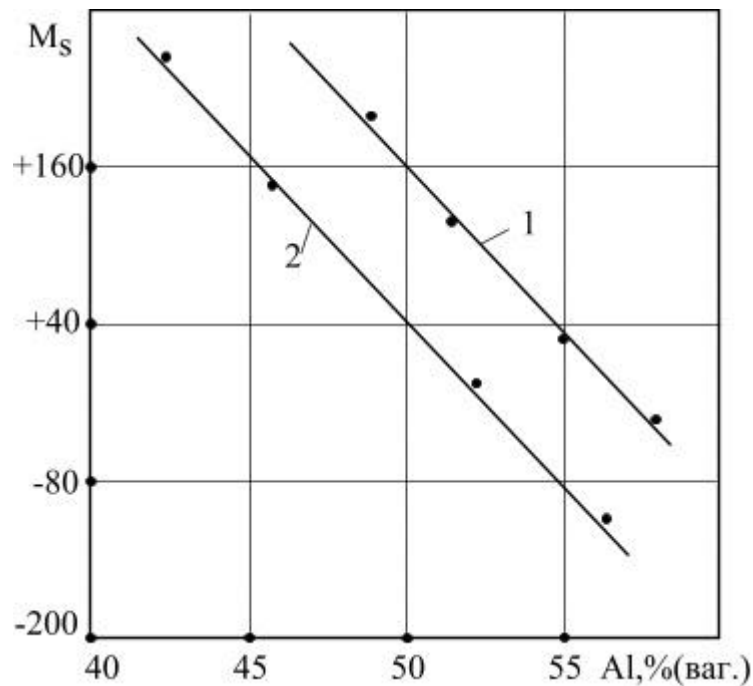


Рис.2.11. Залежність температури  $M_s$  для сплаву Cu-Al-Mn від концентрації алюмінію, які містять: 1 – 2,3...3,0% Mn; 2 – 4,0...4,2 % Mn

На рис.2.12 наведена залежність  $\sigma_{TM}$  (реактивна напруга, що розвивається у сплаві з ЕПФ при нагріванні, якщо зовнішній опір перешкоджає відновленню форми) і  $\epsilon$  (максимальна деформація, що усувається цілком при відновленні форми) від вмісту алюмінію і марганцю у сплавах, із приблизно однаковою температурою відновлення форми [44]. З рисунку видно оптимальне поєднання спеціальних властивостей має місце при 4 – 6% Mn і 12 – 12,5% Al.

Циклічні властивості. *Механічна втома.* Основне питання, що виникає при вивченні властивостей матеріалів даного класу, полягає в наступному: чи залишаються незмінними від циклу до циклу мартенситні структура і реакція при повторюваних циклічних навантаженнях? Численні експериментальні дослідження дають на нього позитивну відповідь [7,8,9]. Це означає, що нагромадження різного роду ушкоджень у процесі циклювання у матеріалах з мартенситними перетвореннями різко подавлено порівнянні зі звичайними металами. Отже, для них характерна висока циклічна довговічність і велика умовна межа втоми навіть при дуже інтенсивному циклічному навантаженні. Так, згідно з [11,44] сплав Cu-Al-Mn при амплітуді деформації 2% витримує  $5 \cdot 10^6$  циклів. Це приблизно на три порядки перевищує довговічність міді при однакових умовах. Nitinol витримує  $10^3$  циклів при амплітуді деформації 8%, при деформації 4% –  $7 \cdot 10^8$  циклів [7]. На рис.2.13 представлено експериментальні залежності електричного опору (крива 1) та максимальної реактивної напруги (крива 2) від часу знаходження виробу із сплаву Cu-Al-Mn при температурі +200 °C [7].



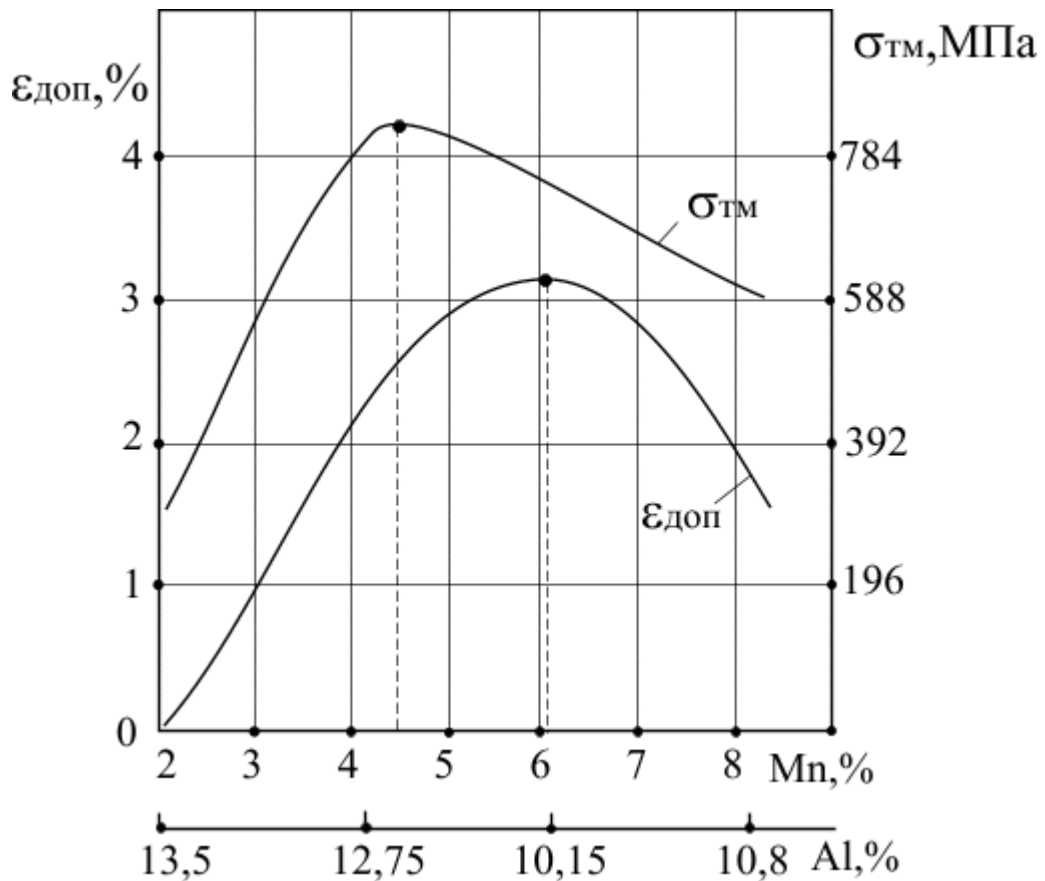


Рис.2.12. Залежність максимальних значень реактивної напруги та відносної деформації від складу сплаву Cu-Al-Mn

Особливості плавки та лиття сплавів на основі міді. При плавці мідних сплавів з ЕПФ у відкритій індукційній печі, як показали експерименти в лабораторних і напівпромислових умовах, може бути використано без зміни багато елементів технологій, застосовуваних при одержанні стандартних ливарних сплавів. Це стосується температурного режиму плавки і розливання, розкислення міді, методів рафінування сплавів, застосування захисних покриттів [46].

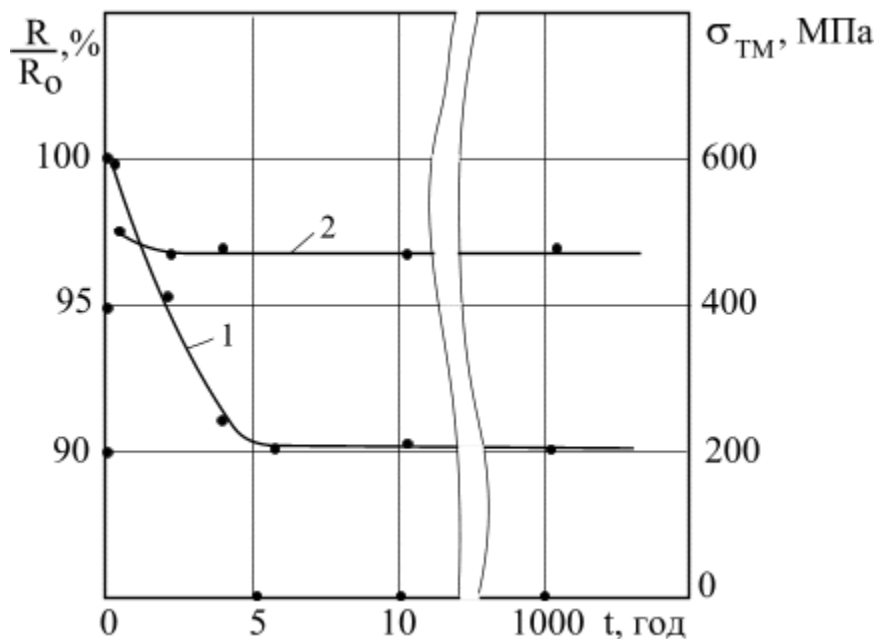


Рис.2.13. Вплив довготривалого нагрівання виробу із сплаву Cu-Al-Mn на величину:

1 – електричного опору; 2 – максимальної термомеханічної напруги

Досвід показав, що технологія плавки сплавів з ЕПФ має і свої особливості [44]. Це стосується необхідності застосовувати більш чисті вихідні матеріали, а також методики введення легуючих елементів. Наприклад, найкращі характеристики сплаву можуть бути отримані при застосуванні: міді марок М0 та М1 (ГОСТ 859–78), алюмінію А0 та А8 (ГОСТ 4784–74), марганцю марок Мр0 та Мр1 (ГОСТ 6008–82). Плавку доцільно проводити з використанням графітових тиглів в індукційних печах. Як захисний матеріал може використовуватись вугілля із дерева. Розкислення міді (після розплавлення) проводиться лігатурою мідь – фосфор марки Мф–10 (ГОСТ 4515–81) у кількості 0,015 – 0,035% від маси міді. Подальше додавання легуючих елементів повинно виконуватись у такій послідовності: алюміній (50-70% від потрібної кількості) – марганець – залишки алюмінію. Після цієї стадії проводиться експрес-аналіз характеристик отриманого сплаву. По закінченні доводки сплаву та засвоєння елементів проводиться ретельне перемішування та розливання у форми із сталі, графіту або землі.

Таким чином, аналіз наведених вище фізичних (електротеплових, термомеханічних, механічних та ін.) властивостей дає підстави стверджувати про можливість їх використання в електрообладнанні, наприклад, як термочутливі елементи пристроїв контролю температури та захисту електрообладнання від аварійних теплових режимів. Явища ефектів пам'яті

форми та надпружності (властивості рис.2.1; 2.2 та 2.3) відкривають можливість розробки методу динамічного управління тиском контактних систем у режимах зміни температури та деформацій контакт-деталей. Автоматизація управління електротепломеханічним режимом контактних систем сприятиме сповільненню процесів фізичного і хімічного їх старіння та подовженню експлуатаційного ресурсу.

### РОЗДІЛ 3. ОБҐРУНТУВАННЯ ПРИНЦИПІВ КОНТРОЛЮ ТЕМПЕРАТУРИ ТА ЗАХИСТУ ЕЛЕКТРООБЛАДНАННЯ ВІД АВАРІЙНИХ РЕЖИМІВ НА ОСНОВІ ВИКОРИСТАННЯ ЯВИЩА ЕФЕКТУ ПАМ'ЯТІ ФОРМИ

3.1. Методи та засоби контролю температурного режиму електроустановок систем електропостачання

Нагляд за роботою електрообладнання систем електропостачання носить епізодичний характер, а зростання рівня автоматизації обумовлює роботу електроустановок у більшості випадків без постійного нагляду кваліфікованих спеціалістів.

У той же час висуваються все більші вимоги щодо надійності та безвідмовності електроустановок. Все це свідчить про необхідність поліпшення періодичного контролю за електрообладнанням з точним визначенням його технічного стану і, відповідно, удосконалення технічних засобів та методик діагностування.

Як вже зазначалось, одним із напрямів ефективного використання фізичних властивостей сплавів з ефектом пам'яті форми є розробка технічних засобів та методик контролю температурного режиму електроустановок.

У подальшому будуть розглянуті практичні та теоретичні питання застосування вказаних сплавів для контролю температури і захисту електроустановок від аварійних режимів, що супроводжуються підвищеним нагріванням струмоведучих елементів.

Система технічної діагностики на основі застосування термочутливих елементів із сплавів з ЕПФ дає змогу забезпечити контроль температурного режиму обладнання без виводу його з роботи, виявлення дефектів на ранній стадії, скорочення затрат на обслуговування електроустановок за рахунок прогнозування термінів і обсягів ремонтних робіт та зниження вартості пристроїв контролю.

3.1.1. Контроль температурного режиму контактних з'єднань електроустановок

Проблема контролю температурного режиму контактних з'єднань має достатньо велике значення, бо своєчасне запобігання виникненню аварійних режимів дає можливість уникнути збитків, величина яких може значно перевищувати вартість електроустановок.

Існуючі технічні засоби діагностики перегрівання контактів можна умовно розділити на групи (рис.3.1) [24,31,33,34,58,59,60,61,62,63].



Рис.3.1. Класифікація пристроїв діагностики та контролю температурного режиму контактів

Існує достатньо великий вибір різних пристроїв контролю температурного режиму контактів. Аналіз конструкцій та особливостей експлуатації цих пристроїв показав, що більшість відрізняється низькою надійністю, мають великі похибки при вимірюванні, складність конструкцій та велику вартість (дистанційні термометри).

Наприклад, в основу конструкцій пристроїв для безперервного контролю покладено застосування біметалевих реагуючих елементів. Це, в свою чергу, призводить до ускладнення конструкцій приладів та великих похибок при вимірюваннях.

Для контролю температурного режиму електрообладнання систем електропостачання все більше застосовуються високоточні прилади дистанційного контролю – тепловізори і пірометри [61,64]. Ефективність тепловізійного контролю суттєво залежить від вибраної періодичності його проведення, яка повинна встановлюватись з урахуванням конструктивних особливостей обладнання, тривалості його роботи, робочої напруги, вимог надійності. Ускладнюється використання дистанційних термометрів вночі та

під час опадів дощу та снігу. Дані прилади також не дають змоги забезпечити безперервний контроль температури.

Використання термофарб та термоплівок обмежується постійною необхідністю їх заміни при проведенні ревізії контактів через низьку механічну міцність.

Таким чином, перелічені технічні засоби контролю температури електрообладнання мають певні переваги і недоліки. Тому для підвищення надійності визначення дефектів доцільно застосовувати пристрої безперервного і оперативного контролю одночасно. Пристрої безперервної дії забезпечують постійний контроль перевищення температури і дають попередню оцінку. Оперативний контроль дає змогу отримати поточні значення перевищення температури та прийняти правильні рішення з обслуговування обладнання.

При використанні вказаних пристроїв інформація про зареєстровані порушення температурного режиму накопичується у картотеці з метою її аналізу і прогнозування. Як правило, залежно від перевищення температури дефекти розподіляють на такі, що підлягають плановому ремонту (перевищення температури менше 10 °С), позаплановому ремонту упродовж 1 – 2 тижнів (перевищення 10 – 30 °С) та позачерговому ремонту (перевищення більше 30 °С).

### 3.1.2. Термореле для контролю температури електроустановок

До контактних реле та датчиків належать біметалеві термореле, ділатометричні реле, термопатрони і ртутні термометри.

В електроустановках систем електропостачання зазначені засоби можуть використовуватись для контролю температури та комутації електричного кола сигналізації або захисту: електродвигунів, силових трансформаторів, тиристорів, діодів, автоматизації обігрівання закритих розподільних пристроїв та іншого обладнання.

В основі роботи біметалевих реле лежить принцип різного теплового розширення металів. Існують конструкції з розмикаючими контактами виробництва СНД (ТПТ–1, ТМ–1, ТМ–4, ДТР–3М, РТБЦ–2) Німеччини ("мікротерм", "пилотерм", "паратерм", "сенсотерм"); США ("Кліксон" та ін.).

Аналіз та досвід експлуатації датчиків температури показав наступні їх недоліки [24,65].

Коефіцієнт повернення біметалевих реле становить 0,55–0,75 і мав великі відхилення, які залежали від технології виготовлення. Тому після спрацювання реле великий проміжок часу електроустановка простоє (поки охолонуть до температури повернення реле). Деякі реле мають великий габарит, що не дає змоги застосувати їх в електроустановках малих розмірів. Похибка температури

спрацювання лежить у межах -10...15%. При цьому вона значно зростає при виготовленні датчиків на низькі температури ( $t < +25$  °C). У цьому випадку збільшуються і габарити датчиків.

Усунути ці недоліки дає можливість застосування реагуючих елементів із металу з ефектом пам'яті форми. Дослідження патентної та періодичної наукової літератури, а також інших джерел показали, що в Україні та країнах СНД кількість наукових розробок в даній області обчислюється одиницями, а промислове виробництво датчиків з застосуванням металів з ЕПФ взагалі відсутнє [2,20,48].

Серед ряду відомих типів термореле контактного типу - реле з термочутливими елементами на основі сплавів з ефектом пам'яті форми. Вони заслуговують на особливу увагу при обладнанні цілого ряду пристроїв, приладів та електроустановок і, зокрема, електронагрівних. Для цього є такі підстави:

- сплави з ефектом пам'яті форми ЕПФ при нагріванні допускають велику відносну деформацію (у межах 8%) та розвивають зусилля, достатні для приведення у дію контактного механізму реле, що дозволяє виконувати термореле компактними та простими за конструкцією;

- термореле на основі сплавів з ЕПФ легко надати необхідної механічної міцності;

- діапазон робочих температур сплавів з ЕПФ знаходиться у межах від  $-60^{\circ}\text{C}$  до  $+200^{\circ}\text{C}$ , що відповідає режимам роботи електроустановок сільськогосподарського призначення.

На рис.3.2 та 3.3 наведено загальний вигляд будови двох різних конструкцій термореле з термочутливими елементами із сплаву з ЕПФ, запропонованих у даній роботі [66,67,68]. Необхідно замітити, що у першому варіанті застосовано сплав з одностороннім ефектом пам'яті, а в другому – із двостороннім. Експериментальними дослідженнями доведено, що коефіцієнт повернення реле на основі сплаву з ЕПФ вищий на 25 – 30% і становить 0,9 – 0,95, що вказує на значно вищу ефективність порівняно з біметалевими пристроями.

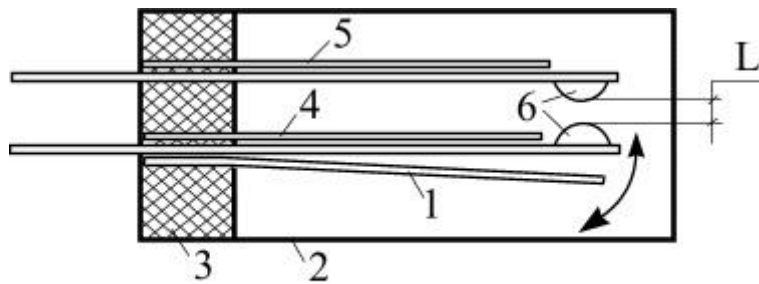


Рис.3.2. Будова термореле (варіант 1):

1 – термочутливий елемент із сплаву з ефектом пам'яті форми; 2 – корпус; 3 – ізоляційна заглушка; 4 – сталеві пластинчаста пружина; 5 – протівібраційна пластина; 6 – рухомий та нерухомий контакти

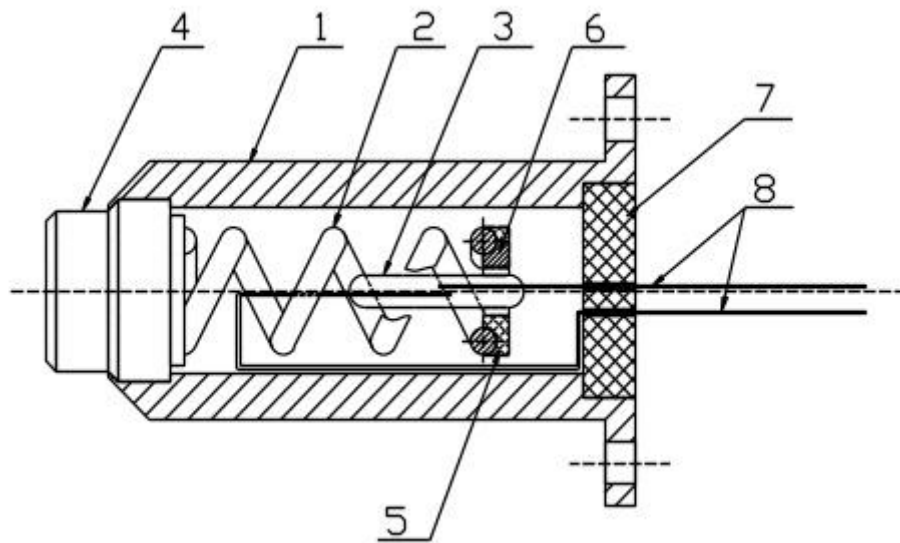


Рис.3.3. Будова термореле (варіант 2):

1 – корпус; 2 – термочутливий елемент із сплаву з ефектом пам'яті форми; 3 – геркон; 4 – термоконтактна поверхня; 5 – кільце із пластмаси; 6 – постійний магніт; 7 – ізоляційна заглушка; 8 – електричні виводи.

### 3.2. Обґрунтування принципів контролю температури контактних з'єднань на основі використання явища ефекту пам'яті форми

Забезпечення надійності електроустановок повинно супроводжуватись ефективним контролем стану контактних систем. У свою чергу, ефективність контролю залежить від технічного рівня засобів контролю, величини міжоглядового періоду, методів контролю та рівня кваліфікації персоналу. Фактор технічного рівня засобів контролю є визначальним, бо його зміна вимагає корекції і оптимізації інших факторів.

У попередніх розділах зазначено, що найвищої ефективності контролю температурного режиму контактів можна досягти шляхом сумісного



застосування пристроїв безперервного та оперативного контролю. Це дає можливість уникнути недоліків, зазначених у розділі 3.1.

Дослідження у даній роботі стосуються напряму удосконалення пристроїв безперервного контролю. Стосовно цього необхідно сформулювати ряд вимог до розроблюваних пристроїв. Велика кількість контактів в електроустановках вказує на технічну та економічну доцільність розробки простих, надійних і дешевих пристроїв, які повинні забезпечувати необхідний рівень функціональності та інформативності.

Врахувати зазначені вимоги дає можливість застосування сплавів з ефектом пам'яті форми [31,33,34,35,69]. Використання унікальних фізичних властивостей даних сплавів порівняно з термочутливими елементами із біметалів дозволяє виготовляти пристрої із будь-якого профілю, різноманітної форми та розмірів. Пристрої можуть бути оптимізовані для конкретних електроустановок та задач.

Визначальними для пристроїв безперервного контролю є конструкція термочутливого елемента та профіль заготовки із сплаву з ЕПФ. На основі аналізу різноманітних профілів виробів із сплаву перевага надавалася використанню найбільш простих форм – дроту (діаметр 0,3 – 0,5 мм) та смуги тонкого прокату (товщина 0,15 – 0,18 мм) [53,70,71,72].

На рис.3.4 наведено загальний вигляд вказівників перегрівання контактів на основі профілів дроту та смуги сплаву із ЕПФ, а на рис.3.5 – спосіб їх монтажу на розбірному контактному з'єднанні прямокутних шин. У термомеханічну пам'ять термозагартуванням “закладається” форма прямої смуги. Під час монтажу термочутлива частина вказівника активізується ручним згинанням до вертикального положення прапорця з радіусом згинання:

$$r(h, \varepsilon) \geq h \cdot \left( \frac{50}{\varepsilon} - 0,5 \right),$$

де  $r$  – радіус згинання вказівника;  $h$  – товщина вказівника;  $\varepsilon$  - допустима відносна деформація сплаву, %.

Визначення інших геометричних розмірів вказівників ґрунтується на наступних міркуваннях. Розміри сигнальної частини встановлюються залежно від максимальної відстані спостереження в електроустановці. Досвід виробничих випробувань вказівників показав, що площа сигнальної частини не повинна бути меншою 5×25 мм. Довжина реагуючої частини має бути мінімально достатньою для забезпечення допустимого радіуса згинання, монтажу вказівника під шайбою болтового з'єднання та кріплення сигнальної частини. У цьому випадку похибка спрацювання вказівника буде мінімальною.

Термочутливу частину вказівника умовно можна розділити на дві частини. Перша механічно контактує зі струмоведучим елементом контакту (вона знаходиться між шайбою і контакт-деталлю), друга не контактує з елементами з'єднання і, відповідно, як радіатор відводить тепло від першої частини і вносить похибку спрацювання вказівника.

Довжину термочутливого елемента вказівника з урахуванням зазначених умов можна визначити за виразом:

$$L_{ТЧЕ} = L_{М.КЗ} + \pi \cdot h \cdot \left( \frac{25}{\varepsilon} + 0,25 \right) + L_{М.СЧ} ,$$

де  $L_{ТЧЕ}$  – довжина термочутливого елемента вказівника;  $L_{М.КЗ}$ ,  $L_{М.СЧ}$  – довжина монтажних частин термочутливого елемента відповідно для кріплення у контактному з'єднанні та сигнальної частини.

Геометричний розмір - ширина термочутливого елемента – обмежується умовами механічної міцності, зручністю монтажу та обслуговування і не повинен бути меншим 5 мм.

Для підвищення інформативності контролю температури у контактному з'єднанні може встановлюватись два або три вказівники на різні рівні температури спрацювання. За станом вказівників у даному випадку можна визначати необхідність проведення планового, позапланового чи позачергового ремонту.

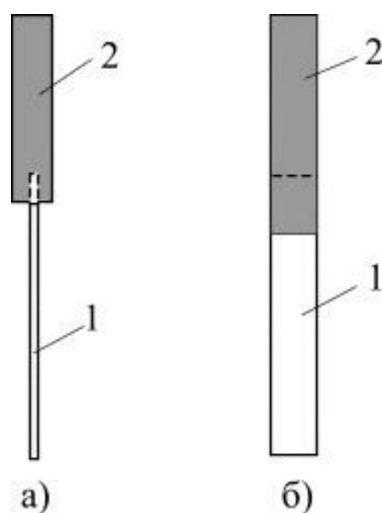


Рис.3.4. Вказівники перегрівання контактів: 1 – реагуюча частина із сплаву з ЕПФ або ДЕПФ (а – із дроту; б – із смуги); 2 – сигнальна частина (із світловідблискуючої плівки)

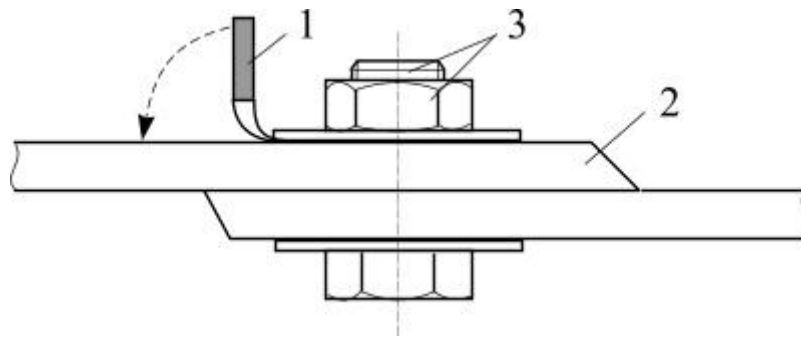


Рис.3.5. Контактне з'єднання із вказівником перегрівання: 1 – вказівник; 2 – струмоведучі елементи (наприклад, шини); 3 – болтове кріплення

Нагрівання контактів струмами короткого замикання може призводити до хибних спрацювань вказівників із сплаву з одностороннім ЕПФ. Для уникнення даного недоліку доцільно застосовувати сплав з двостороннім ефектом пам'яті - ДЕПФ. Тоді положення сигнальної частини вказівника відповідатиме температурі контакту при нагріванні і охолодженні.

Наведений технічний принцип контролю температури може бути покладений в основу конструкції контактного термометра. На рис.3.6 представлено два варіанти виконання контактних термометрів з термочутливими елементами із сплаву з ЕПФ. У першому варіанті (рис.3.6, а) передбачено три термочутливих елементи з різними температурами відновлення форми. У другому варіанті (рис.3.6.б) передбачено один термочутливий елемент, який є термоприводом стрілкового механізму. Необхідно відмітити, що дані засоби оперативного контролю температури можуть бути тільки допоміжними через значні похибки (до 15%).

Розглянуті технічні принципи дають можливість автоматизувати контроль температури контактів у закритих розподільних пристроях систем електропостачання [73]. Основні компоненти пристрою показані на рис.3.7. Даний технічний засіб забезпечує вмикання сигналізації або вимикання розподільного пристрою при виході температурного режиму хоча б одного з контактів в аварійний стан (при нагріванні термочутливий пристрій, відновлюючи форму, перекриває шлях проходження світла між двома частинами світлопроводу і, таким чином, виникає сигнал про вихід контакту в аварійний стан).

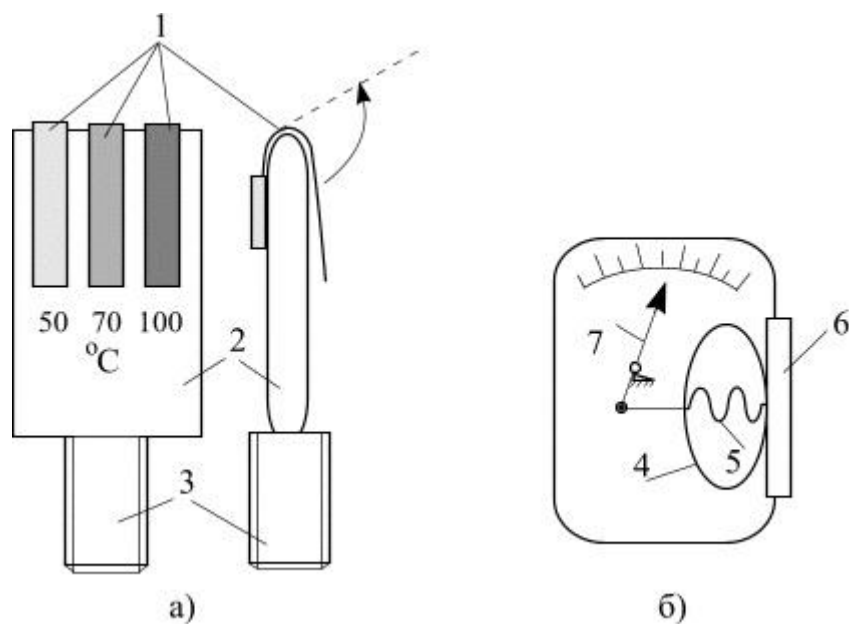


Рис.3.6. Термометри контактного типу: 1,4 – термочутливі елементи; 2 – платформа; 3 – наконечник для кріплення ізоляційної штанги; 5 – стальна пружина; 6 – контактна платформа; 7 – стрілковий механізм

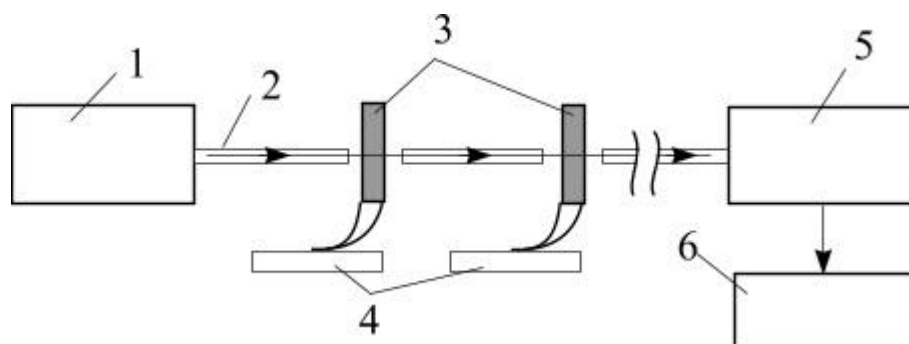


Рис.3.7. Спрощена структурна схема системи контролю температури контактів закритих розподільних пристроїв: 1 – джерело світла; 2 – оптоволоконний світлопровід; 3 – термочутливі елементи із сплаву з ЕПФ; 4 – поверхня контактів; 5 – світлоприймач; 6 – пристрій вмикання сигналізації або вимикання комутаційної апаратури.

### 3.3. Обґрунтування принципів захисту електроустановок від коротких замикань та перевантажень на основі явища ефекту пам'яті форми

#### 3.3.1. Особливості властивостей сплавів з ефектом пам'яті форми при прямому нагріванні електричним струмом

Для вивчення можливості і доцільності застосування сплавів з ефектом пам'яті форми в електричних апаратах керування і захисту потрібна інформація

про динаміку зміни в часі термомеханічного зусилля, що розвиває захисний (приводний) елемент при прямому чи непрямому нагріванні.

У виробках із сплавів з ефектами пам'яті форми та надпружності при прямому нагріванні електричним струмом проявляються властивості аналогічні випадку при непрямому нагріванні. При непрямому нагріванні швидкість наростання температури термочутливих елементів із сплавів з ЕПФ залежить від початкової їх температури і маси, температури або темпу наростання температури оточуючого середовища та ряду інших факторів.

Однак існує ряд особливостей відновлення форми при нагріванні виробів із даних сплавів електричним струмом [74]. На рис.3.8 представлені результати досліджень динаміки відновлення форми елемента у вигляді стрічки перерізом  $1,5 \times 11,5$  мм при різних величинах електричного струму [75]. На рис.3.9 наведені графіки експериментальних залежностей зусилля елемента від густини електричного струму (два зразки з різними термомеханічними характеристиками, розміри перерізу зразків  $0,2 \times 6$  мм) [75].

Аналіз залежностей, представлених на рис.3.8 і 3.9, дає можливість зробити позитивний висновок щодо застосування сплавів з ЕПФ для розробки

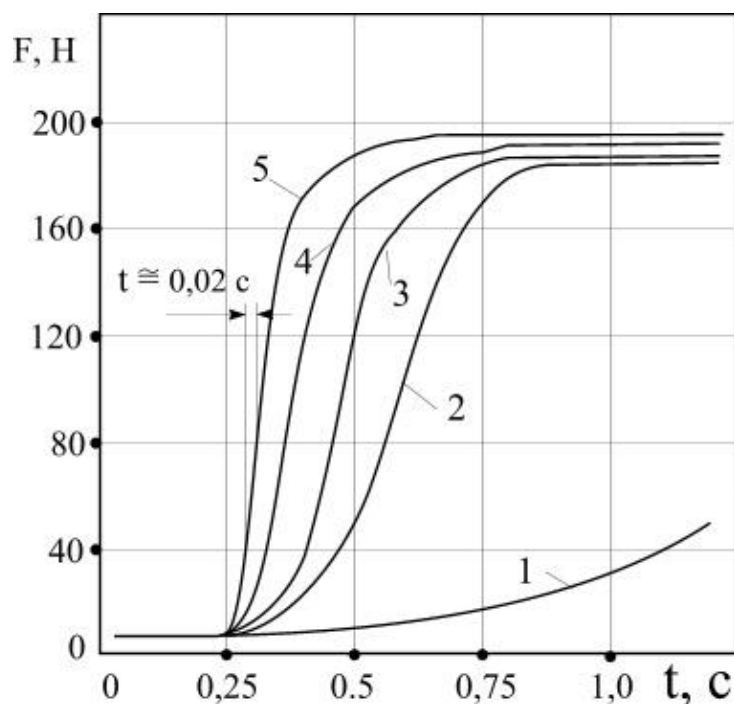


Рис.3.8. Динаміка зміни термомеханічного зусилля стрічки із сплаву Cu-Al-Mn перерізом  $1,5 \times 11,5$  мм<sup>2</sup> при нагріванні електричним струмом (експериментальні дані):

1,2,3,4,5 – відповідно 19,5; 29,4; 35,3; 58,8; 70,5 А/мм<sup>2</sup>

швидкодіючих приводних елементів розчіплювачів автоматичних вимикачів і запобіжників. Експериментальними дослідженнями встановлено, що відновлення форми термочутливих елементів може відбуватись за час, близько 0,001 с. При цьому рівень зусилля, яке створюється термочутливим елементом, залежить від рівня температури  $A_s$  (початку відновлення форми), його об'єму та густини електричного струму і може складати величини від тисячних часток до десятків тисяч ньютона.

Вироби із сплавів з ЕПФ мають надвисоку циклічну міцність. Вони витримують значні знакозмінні навантаження. Термін експлуатації виробів із даних сплавів у тисячі разів вищий ніж у традиційних матеріалів, оскільки циклічна стійкість забезпечується особливим механізмом мартенситного перетворення, що не супроводжується порушенням міжатомних зв'язків, (див. розділ 2).

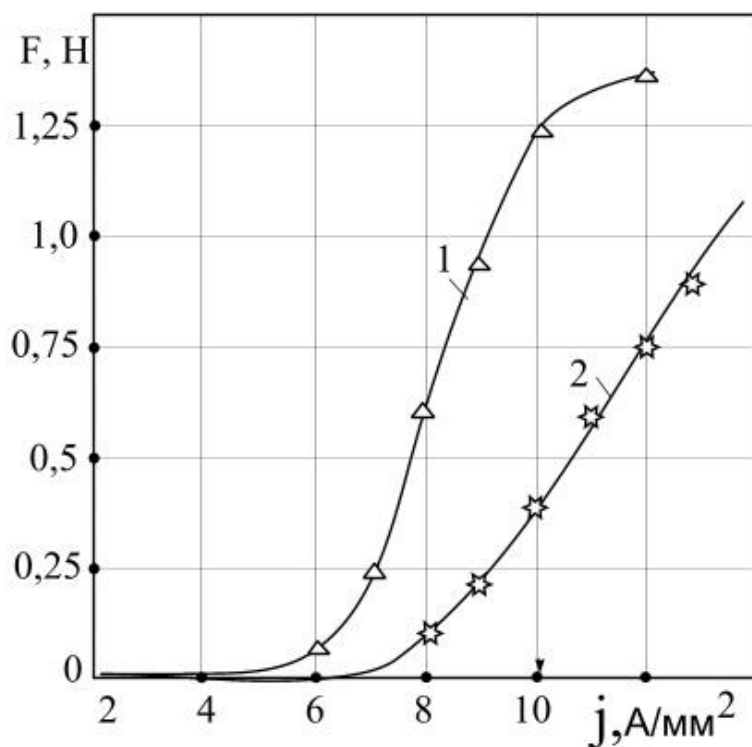


Рис.3.9. Залежність зусилля термочутливого елемента (стрічка перерізом  $0,2 \times 6$  мм<sup>2</sup>) від густини електричного струму:

1 і 2 – сплави з різними термомеханічними характеристиками

Відповідно до рис.3.8 високий темп відновлення форми термочутливим елементом можна, з одного боку, пояснити тим, що при великій густині електричного струму  $25$  А/мм<sup>2</sup> та вище процес нагрівання є у певній мірі адіабатичним. Переважна частина тепла, що створюється електричним струмом упродовж короткого часу, йде на нагрівання термочутливого елемента.

Однак експериментальними дослідженнями [74,75] встановлено наступну властивість. При густинах електричного струму понад  $25 \text{ А/мм}^2$  відновлення форми термочутливими елементами закінчується при нижчій температурі  $A_f$  (на  $20 - 30 \text{ }^\circ\text{C}$ ) ніж при непрямому нагріванні. Теоретичного обґрунтування даного явища немає. У [74] наведено гіпотетичне пояснення даному ефекту, основна сутність якого полягає у тому, що при протіканні електричного струму спочатку на макрокристалевому рівні відбувається нагрівання областей контактування макрокристалів. Тому на відновлення форми при великій густині електричного струму йде менша кількість енергії ніж при повільному нагріванні. А розсіювання теплової енергії по всьому об'єму термочутливого елемента у даному випадку після припинення протікання струму призводить до реєстрації нижчої температури.

Таким чином, наведені показники часу відновлення форми, співвідношення густини електричного струму, часу відновлення форми та величини зусилля термочутливих елементів із сплавів з ЕПФ підтверджують можливість розробки пристроїв захисту та керування.

На основі сплавів з ЕПФ розроблені нові принципи розчіплювачів автоматичних вимикачів [76], запобіжників з термомеханічним руйнуванням вставки [77], запобіжників з ручним (за аналогією однополюсного автоматичного вимикача) або самостійним (автоматичним) відновленням робочого стану [68]. Останній, маючи достатньо просту конструкцію, може виконувати автоматичне повторне вмикання і, таким чином, сприяти підвищенню надійності електропостачання сільських споживачів.

### 3.3.2. Обґрунтування технічних принципів запобіжників з термомеханічним руйнуванням вставки

На сьогоднішній день існує два типи будови запобіжників: топкий запобіжник з тепловим руйнуванням вставки; контактний багаторазового використання з термочутливим елементом із біметалу [78,79]. Аналіз сучасного стану розробок запобіжників показав, що перспективним шляхом удосконалення їх параметрів та характеристик є застосування нових конструкційних матеріалів – сплавів з ефектом пам'яті форми [18].

На основі використання електротепломеханічних властивостей сплавів з ЕПФ реалізовано новий принцип запобіжника (рис.3.10), робота якого ґрунтується на термомеханічному руйнуванні вставки приводним термочутливим елементом при заданій величині струму [77].

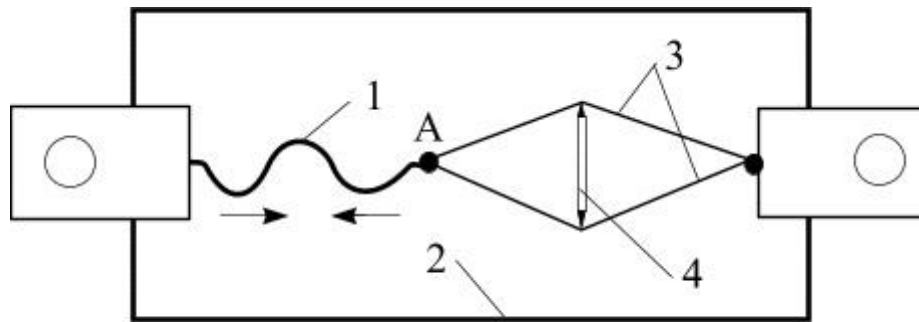


Рис.3.10. Схематичне зображення будови запобіжника:

1 – термоочутливий елемент із сплаву з ефектом пам'яті форми; 2 – корпус; 3 – вставка; 4 – ніж

При протіканні струму через плавку вставку та термоочутливий елемент відбувається їх нагрівання. Приводний термоочутливий елемент 3 під дією температури відновлює форму (у напрямку, зазначеному на рис.3.10) і створює у вставці механічну напругу на розрив. При досягненні напругою межі механічної міцності відбувається спочатку механічне, а потім термічне (за рахунок електричної дуги) руйнування вставки. Переміщення точки А припиняється при повному відновленні форми термоочутливим елементом. Під час переміщення точки А відбувається і примусове розтягування електричної дуги між частинами розірваної вставки, що сприяє зменшенню часу спрацювання запобіжника. Прискорення спрацювання запобіжника відбувається також за рахунок електродинамічних зусиль між елементами вставки (у разі спрацювання запобіжника при протіканні струму короткого замикання).

Як уже зазначалось у попередньому розділі, на основі сплавів з ЕПФ можуть бути створені запобіжники з ручним або самостійним (автоматичним) відновленням робочого стану. Принцип виконання останнього наведено на рис. 3.11. Сутність роботи даного запобіжника полягає у наступному. При проходженні струму, більшого за струм спрацювання, відбувається відновлення форми термоочутливого елемента 1, розмикання контактів 4 та примусове стягування сталльної пружини 3. Після гасіння електричної дуги відбувається поступове охолодження термоочутливого елемента 1 та повернення його у попередню форму за допомогою пружини 3. Механізм стрибкового переміщення контактів 5 замикає контактну групу. Відбувається автоматичне повторне вмикання. Конструктивним виконанням механізму 5 може бути передбачена необхідна кратність вмикань, а також синхронізація роботи трифазної групи запобіжників. Основною перевагою даного принципу запобіжників порівняно з існуючими аналогами на основі біметалів є вищі



чутливість та циклічна здатність (за рахунок високої циклічної міцності сплавів з ЕПФ, див. розділ 2).

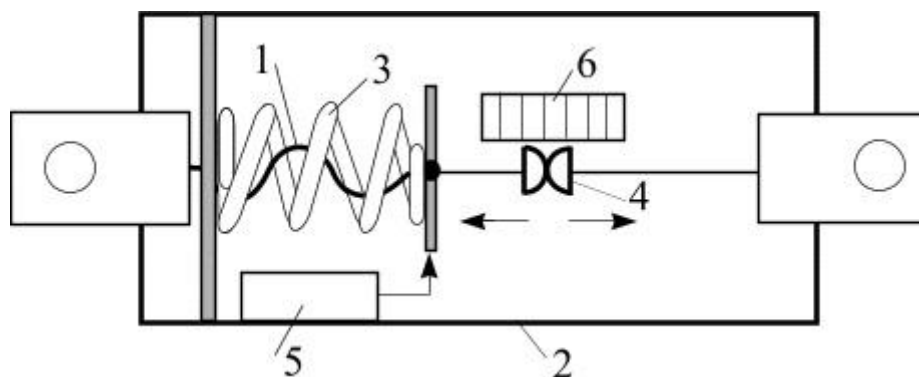


Рис.3.11. Схематична будова запобіжника:

1 – термочутливий елемент; 2 – корпус; 3 – сталю пружина; 4 – контактна група; 5 – механізм стрибкового переміщення контактів; 6 – пристрій гасіння дуги

Необхідно відмітити, що аналогічно топким запобіжникам дані пристрої теж можуть містити додаткові елементи для підсилення струмообмежуючого ефекту – вставки зі змінним перерізом, кварцовий наповнювач та інше.

### 3.3.3. Обґрунтування технічних принципів виконання приводних елементів розчіплювачів автоматичних вимикачів

Традиційним матеріалом для термочутливих елементів пристроїв захисту електроустановок від аварійних режимів є біметал. Вивчення існуючої апаратури ведучих світових виробників в електротехнічній промисловості і розробок у цій області показало, що подальше удосконалювання характеристик пристроїв захисту обмежується можливостями і властивостями біметалів.

Альтернативою біметалевим термочутливим елементам можуть бути елементи, виготовлені на основі сплавів з ефектом пам'яті форми. На відміну від біметалів вироби зі сплавів з ЕПФ виготовляються з будь-якого профілю і можуть мати будь-яку форму, яка буде оптимальною для конкретного виконання апарата. Це дає можливість розглядати при розробці більшу кількість варіантів конструкцій, зменшувати габарити та вартість апаратів.

У даному розділі розглядаються результати досліджень універсальних розчіплювачів автоматичних вимикачів на основі використання електротеплових властивостей сплавів з ефектом пам'яті форми [80].

Зіставляючи отримані показники експериментальних досліджень на рис.3.8 та 3.9 з показниками характеристик розчіплювачів існуючих автоматичних

вимикачів, можна зробити наступні висновки: 1) сила протидіючих пружин приводних елементів існуючих розчіплювачів  $F_{пр} \geq 0,8 \text{ Н}$  і співрозмірна з термомеханічним зусиллям елементів із сплаву з ефектом пам'яті форми (рис.3.12 поз. 3); 2) мінімальний час спрацювання сучасних автоматичних вимикачів при вимиканні коротких замикань складає  $t \geq 0,01 \text{ с}$ , що значно перевищує час відновлення форми елементів з термомеханічною пам'яттю ( $t \geq 0,001 \text{ с}$ ) та свідчить про повну відповідність характеристик вказаних елементів характеристикам електромагнітних розчіплювачів автоматичних вимикачів.

Проведені дослідження показали, що елементи з термомеханічною пам'яттю можуть одночасно виконувати функції теплових (біметалевих) і електромагнітних розчіплювачів. Суміщення функцій двох розчіплювачів в одному приводному елементі обумовлює актуальність проведення детальних досліджень і розробки конструкцій універсального розчіплювача.

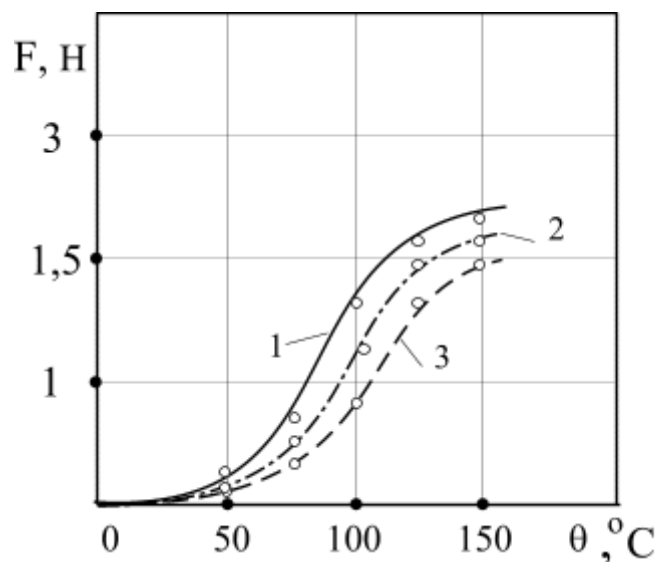


Рис. 3.12 Термомеханічні характеристики ТЧЕ для комбінованих розчіплювачів з геометричними розмірами:

1 –  $40 \times 6 \times 0,36 \text{ мм}$ ; 2 –  $40 \times 5 \times 0,36 \text{ мм}$ ; 3 –  $40 \times 4 \times 0,36 \text{ мм}$

Технічна перевірка запропонованого типу розчіплювача була проведена на базі автоматичного вимикача АЕ1031М-2 УХЛ1 (номінальний струм  $I_H = 10 \text{ А}$ ). Електрична схема приєднання приводного елемента та його кінематичний зв'язок з механізмом вільного розчеплення автоматичного вимикача показано на рис.3.13.

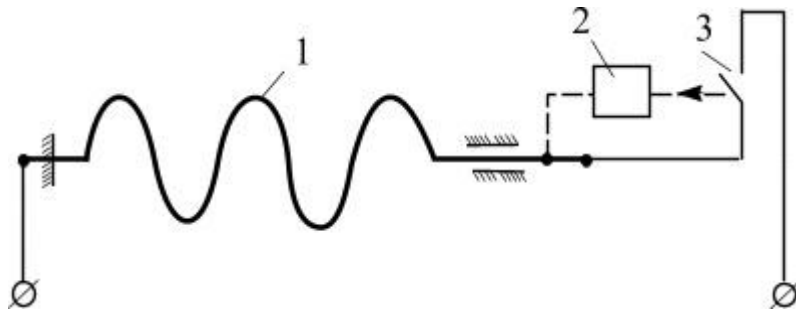


Рис.3.13. Електрична схема увімкнення приводного елемента універсального розчіплювача та його кінематичний зв'язок з механізмом вільного розчеплення автоматичного вимикача:

1 – приводний елемент; 2 – механізм вільного розчеплення; 3 – контакти вимикача

На рис.3.14. наведені ампер-секундні характеристики автоматичних вимикачів: 1,2 – АЕ1031М (розчіплювач з вмонтованим приводним елементом із сплаву з ефектом пам'яті форми; криві відповідають елементам з різними термомеханічними характеристиками); 3 – АЕ1031М (розчіплювач з типовим біметалевим приводним елементом); 4 – КОРР-МСВ, Німеччина (електротепловий розчіплювач з біметалевим приводним елементом) [81].

Аналіз характеристик, наведених на рис.3.13, свідчить про значно вищу чутливість розчіплювачів з приводними елементами із сплаву з ЕПФ порівняно з базовими. Чутливість даних приводних елементів залежить від їх термомеханічних характеристик та площі поперечного перерізу. Регулювання уставки струму спрацювання розчіплювача, що пропонується, можна виконувати шляхом зміни термомеханічної характеристики, вільного ходу відновлення форми приводного елемента та зусилля протидіючої пружини.

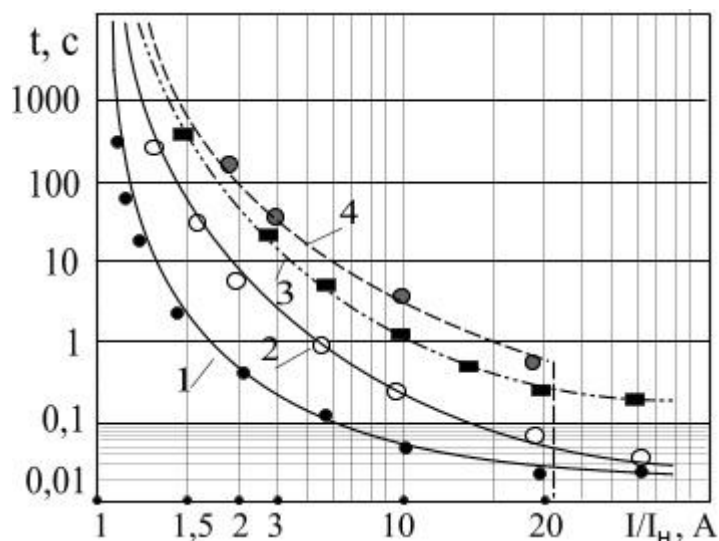


Рис.3.14. Ампер-секундні захисні характеристики автоматичних вимикачів:

1,2 – типу АЕ1031 із універсальним розчіплювачем зі сплаву з ЕПФ; 3 – типу АЕ1031 із серійним біметалевим приводним елементом; 4 – типу КОРР – МСВ, Німеччина, з біметалевим та електромагнітним приводними елементами

Значний інтерес у напрямку пропонованої розробки представляють дослідження наробітку та стабільності характеристик приводних елементів. За нормативними документами автоматичний вимикач типу АЕ1031М повинен витримувати 25000 циклів вмикань-вимикань [82], із них 19000 під дією номінального струму. Із [11,43 та ін.] відомо, що сплави з ЕПФ мають високу циклічну міцність, властивість витримувати великі навантаження змінного напрямку. Для проведення досліджень був розроблений спеціалізований стенд, який дав можливість автоматизувати імітацію реального режиму роботи розчіплювача у вимикачі (ручне вмикання та вимикання при струмі 10 А; ручне вмикання та автоматичне вимикання при струмі 20 А). У процесі випробувань з визначення наробітку розчіплювача до відмови здійснювався контроль температури навколишнього середовища, температури приводного елемента у момент спрацювання, часу нагрівання та охолодження. Поряд із цим періодично проводився контроль термомеханічної характеристики приводного елемента. Температура приводного елемента, при якій відбувалось спрацювання, становила 102 – 107 °С, а повторного вмикання – 30 °С, час одного циклу не перевищував 7 хвилин. Розчіплювач витримав 29000 циклів при номінальному струмі 10 А і 22000 циклів при струмі 20 А. Відхилення термомеханічної характеристики від початкової почали з'являтися після 28000 циклів. При цьому параметр термомеханічної характеристики  $F_{\text{макс}}$  зменшився на 10 – 12%.

Таким чином, сплави з ЕПФ є перспективними для застосування в розчіплювачах автоматичних вимикачів. Висока чутливість приводних

елементів із сплавів з ЕПФ дає можливість поєднати функції теплових та електромагнітних розчіплювачів, в одному універсальному розчіплювачі спрощеної конструкції. Універсальний розчіплювач має меншу матеріаломісткість і вартість. Приводні елементи розчіплювачів із сплавів з ЕПФ мають високу стабільність захисних характеристик.

На рис.3.16 наведені ампер-секундні характеристики автоматичних вимикачів: 1 – „ЕТІМАТ” (розчіплювач з вмонтованим приводним елементом із сплаву з ефектом пам’яті форми); 2 – „ЕТІМАТ” (розчіплювач з типовим біметалевим приводним елементом).

Аналіз характеристик, наведених на рис.3.16, свідчить про значно вищу чутливість розчіплювачів з приводними елементами із сплаву з ЕПФ порівняно з базовими. Чутливість даних приводних елементів залежить від їх термомеханічних характеристик та площі поперечного перерізу. Регулювання уставки струму спрацювання розчіплювача, що пропонується, можна виконувати шляхом зміни термомеханічної характеристики, вільного ходу відновлення форми приводного елемента та зусилля протидіючої пружини.

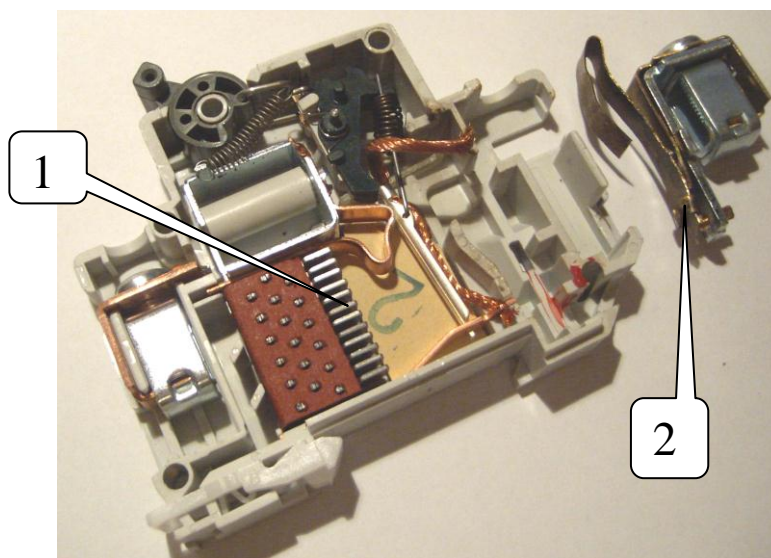


Рис.3.15. Автоматичний вимикач (1) „ЕТІМАТ” та універсальний розчіплювач (2) із сплаву Cu-Al-Mn

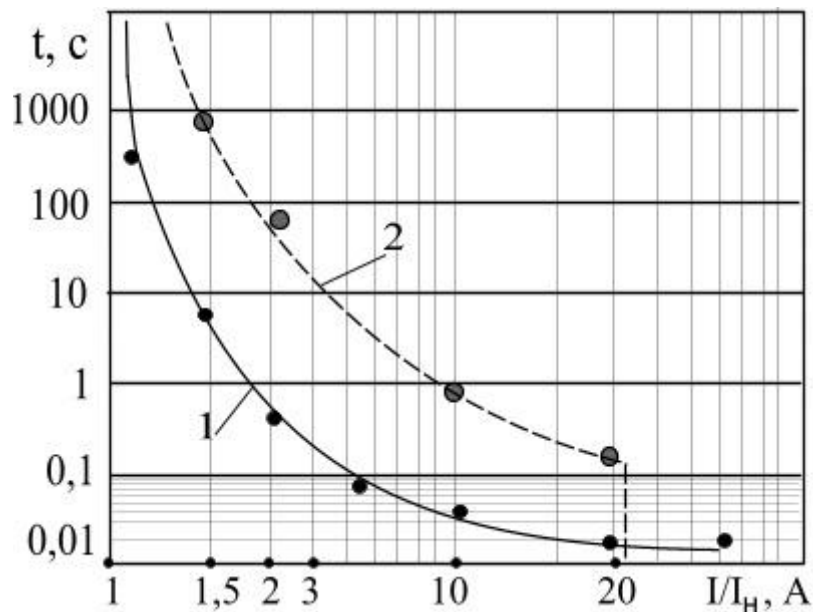


Рис.3.16. Ампер-секундні захисні характеристики автоматичних вимикачів:  
 1 – типу „ETIMAT” ( $I_n=16$  A) із універсальним розчіплювачем зі сплаву з ЕПФ; 2 – типу „ETIMAT” із серійним біметалевим приводним елементом

### 3.3.4. Математичне моделювання параметрів та характеристик запобіжників з термомеханічним руйнуванням вставки

*Теплофізична модель запобіжника з термочутливими елементами із сплаву з ЕПФ.* Для того, щоб виконати аналіз режимів роботи запобіжника з приводним елементом із сплаву з ЕПФ, необхідно установити взаємозв'язки цих режимів з основними термінами. Це легше всього зробити при використанні спрощеної теплофізичної моделі запобіжника (ідеалізований випадок), яка дозволяє одержати досить просте аналітичне розв'язання теплової задачі для всіх режимів роботи і якісно оцінити вплив ряду факторів на теплові і час-струмові характеристики запобіжника [79,83,84]. Допустимо, що термочутливий елемент знаходиться в однорідному обмеженому середовищі з малим тепловим опором, так що градієнт температури всередині термочутливого елемента дуже малий, а між термочутливим елементом і цим середовищем — ідеальний тепловий контакт. Коефіцієнт тепловіддачі не залежить від температури. При протіканні струму тепло, що виділяється в термочутливому елементі, витрачається на його нагрівання, на нагрівання середовища, що стикається з ним, і на втрати тепла в навколишнє середовище. Для такого випадку рівняння теплового балансу буде [79] матиме вигляд:

$$(c_1 m_1 + c_2 m_2) \frac{d\theta}{dt} + \alpha S_{охл} (\theta - \theta_0) = I^2 R_0 (1 + \beta \theta), \quad (3.1)$$

де  $\Theta$  – температура термочутливого елемента;  $c_1$  – питома теплоємність сплаву термочутливого елемента;  $m_1$  – маса термочутливого елемента;  $c_2$  – питома теплоємність середовища, у якому знаходиться термочутливий елемент;  $m_2$  – маса середовища;  $R_0$  – електричний опір елемента при  $0^\circ\text{C}$ ;  $S_{охл}$  — поверхня охолодження;  $I$  – струм, що протікає через термочутливий елемент;  $\beta$  – температурний коефіцієнт опору;  $\alpha$  – коефіцієнт тепловіддачі;  $\Theta_0$  – температура навколишнього середовища.

Розв'язання диференціального рівняння (3.1) при незмінному струмі  $I$  та початковій умові  $\Theta|_{t=0} = \Theta_0$  матиме вигляд [79] :

$$\Theta = \frac{k^2 + \Theta_0}{1 - k^2 \beta} - \frac{k^2 (1 + \beta \Theta_0)}{1 - k^2 \beta} \exp\left[-\frac{t}{\tau_0} (1 - k^2 \beta)\right], \quad (3.2)$$

де

$$\tau_0 = \frac{(c_1 m_1 + c_2 m_2)}{\alpha S_{охл}}; \quad (3.3)$$

$$k^2 = \frac{I^2 R_0}{\alpha S_{охл}}. \quad (3.4)$$

*Характеристики запобіжників в усталеному режимі.* Якщо  $k^2 \beta < 1$ , то відповідно до (3.2) при  $t \rightarrow \infty$  температура  $\Theta \rightarrow \Theta_{уст}$  виражатиметься формулою:

$$\Theta_{уст} = \frac{(k^2 + \Theta_0)}{1 - k^2 \beta}. \quad (3.5)$$

Якщо в (3.5) температурний коефіцієнт опору  $\beta$  прийняти рівним нулю, то залежність усталеної температури від струму визначатиметься виразом:

$$\Theta_{уст} = k^2 + \Theta_0. \quad (3.6)$$

На рис.3.17. представлені залежності  $\Theta_{уст} = f(k^2)$ , які розраховані для випадку застосування сплаву Cu-Al-Mn за виразами (5) (крива 1) при  $\beta = 4,2 \cdot 10^{-3}, ^\circ\text{C}^{-1}$  та (6) (крива 2) при  $\beta = 0$ . Із рис.3.17. видно, що при проведенні розрахунків електротеплових процесів нехтувати залежністю опору термочутливого елемента від температури не можна, бо це призводить до суттєвих помилок [83].

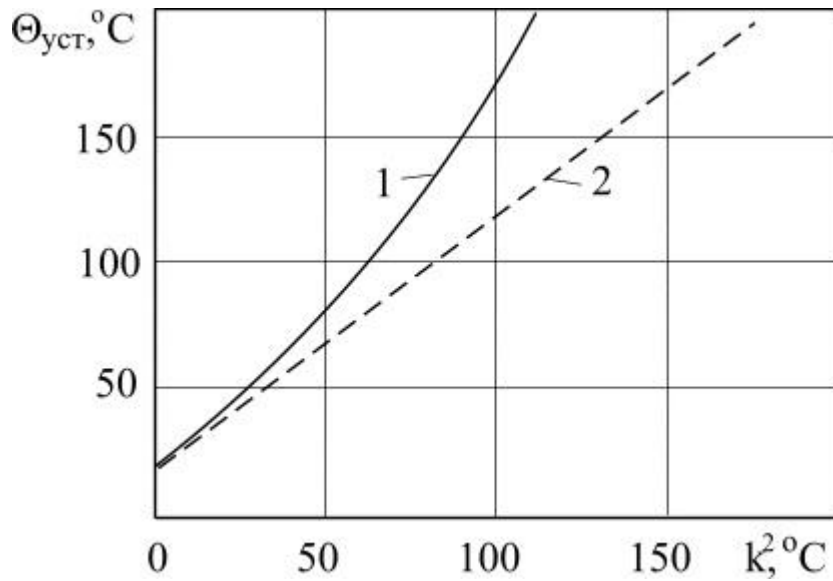


Рис.3.17. Розрахункова залежність усталеної температури термочутливого елемента від струму:

$$1 - \beta = 4,2 \cdot 10^{-3}, \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}; 2 - \beta = 0$$

Номинальний струм запобіжника  $I_{\text{НОМ}}$  визначається із (3.5) за умови [84]:

$$\Theta_{\text{УСТ}} = \Theta_{\text{ПВФ}} = A_S, \quad (3.7)$$

відповідно

$$I_{\text{НОМ}} = \sqrt{\frac{\alpha S_{\text{ОХЛ}} (\Theta_{\text{ПВФ}} - \Theta_0)}{R_0 (1 + \beta \Theta_{\text{ПВФ}})}}, \quad (3.8)$$

де  $\Theta_{\text{ПВФ}}$  – температура початку відновлення форми термочутливим елементом.

Пограничний струм для даного типу запобіжника буде визначатись рівнем критичної температури  $\Theta_{\text{КР}}$ , при якій буде виконуватись умова [83,84]:

$$\sigma_{\text{доп.ВСТ}} = \sigma_{\text{ВСТ}}, \quad (3.9)$$

де  $\sigma_{\text{доп.ВСТ}}$  – допустима механічна напруга на розрив вставки запобіжника;  $\sigma_{\text{ВСТ}}$  – механічна напруга у вставці запобіжника при нагріванні термочутливого елемента.



$$I_{\text{погр}} = \sqrt{\frac{\alpha S_{\text{охл}} (\Theta_{\text{кр}} - \Theta_0)}{R_0 (1 + \beta \Theta_{\text{кр}})}} \quad (3.10)$$

Відношення пограничного струму до номінального буде визначатись критичною температурою та температурою початку відновлення форми термочутливого елемента із сплаву з ЕПФ [83]:

$$I_{\text{погр}}/I_{\text{ном}} = \sqrt{\frac{(\Theta_{\text{кр}} - \Theta_0)(1 + \beta \Theta_{\text{пвф}})}{(\Theta_{\text{пвф}} - \Theta_0)(1 + \beta \Theta_{\text{кр}})}} \quad (3.11)$$

Формула (3.11) справедлива для запобіжників з термочутливими елементами із різних сплавів та різноманітних конструкцій. На рис.3.18 наведено залежність критичного значення температури від співвідношення пограничного та номінального струмів при різних значеннях температурного коефіцієнта опору. Розрахунок виконано за виразом [83]:

$$\Theta_{\text{кр}}(I) = \frac{\Theta_0 + \Theta_0 \beta \Theta_{\text{пвф}} + I_*^2 \cdot \Theta_{\text{пвф}} - I_*^2 \cdot \Theta_0}{1 + \beta \Theta_{\text{пвф}} - I_*^2 \cdot \beta \Theta_{\text{пвф}} + I_*^2 \cdot \Theta_0 \beta}, \quad (3.12)$$

де

$$I_* = I_{\text{погр}}/I_{\text{ном}} \quad (3.13)$$

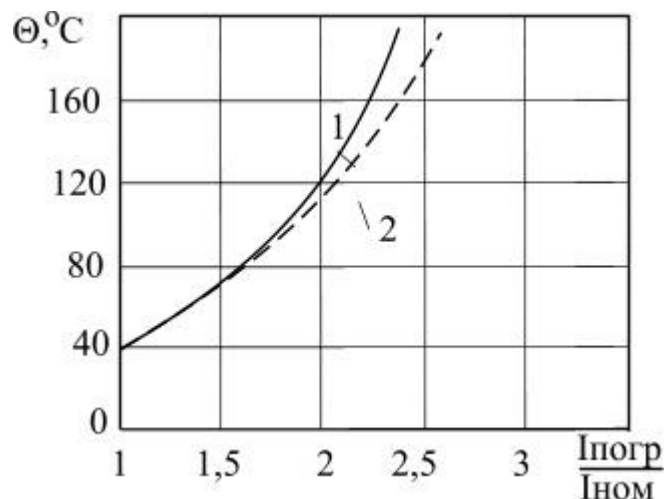


Рис.3.18. Залежність критичної температури термочутливого елемента від співвідношення струмів  $I_{\text{погр}}/I_{\text{ном}}$ :

$$1 - \beta = 2 \cdot 10^{-3}, \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}; \quad 2 - \beta = 4,2 \cdot 10^{-3}, \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$$

Характеристики запобіжників в неусталеному режимі. Формула (3.2) дозволяє зробити висновок про характер наростання температури термочутливого елемента у різних умовах. При  $k^2\beta < 1$  температура елемента наростає за експонентою з від'ємним показником ступеня. У міру збільшення  $k^2\beta$  постійна часу експоненти збільшується, і при  $k^2\beta \rightarrow 1$  прагне до нескінченності. При цьому вираз (3.2) можна перетворити до наступного вигляду [83]:

$$\lim_{k^2\beta \rightarrow 1} \Theta = \frac{\Theta_0 + k^2(1 + \beta\Theta_0)t}{\tau_0}, \quad (3.14)$$

тобто, при  $k^2\beta = 1$  температура термочутливого елемента з часом лінійно росте до критичної температури чи, інакше, крива нагрівання вироджується в пряму. Подальше збільшення струму (або  $k^2\beta$ ) приводить до того, що показник ступеня експоненти у виразі (3.2) змінює знак. На рис.3.19 показаний хід кривих нагрівання при різних значеннях  $k^2\beta$ .

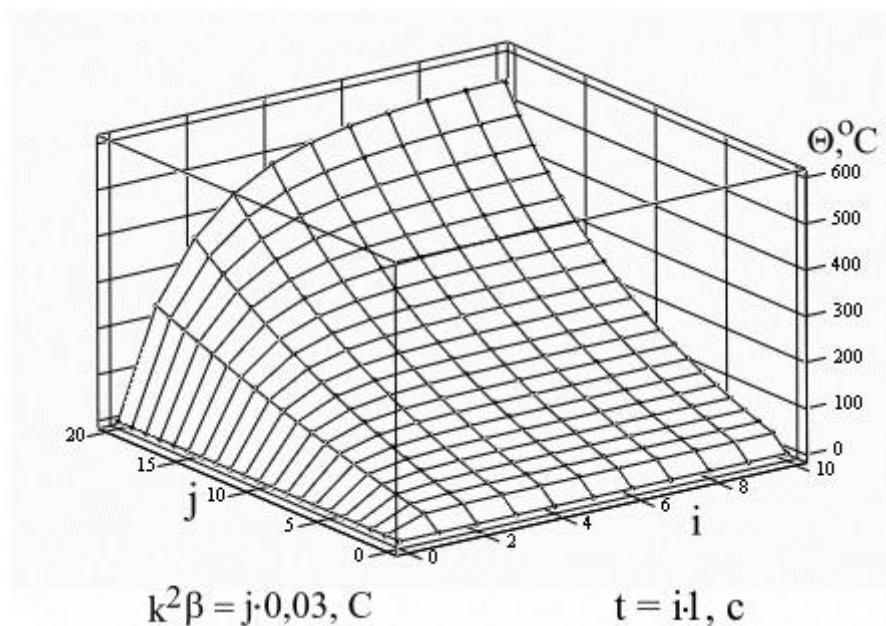


Рис.3.19. Залежність температури термочутливого елемента від значення  $k^2\beta$  та часу проходження струму

Диференціальне рівняння, що описує процес охолодження термочутливого елемента, має вигляд [79]:

$$(c_1 m_1 + c_2 m_2) \frac{d\Theta}{dt} + \alpha S_{\text{охл}} (\Theta - \Theta_0) = 0, \quad (3.15)$$

а його розв'язання при початковій умові  $\Theta|_{t=0} = \Theta_{уст}$  :

$$\Theta - \Theta_0 = (\Theta_{уст} - \Theta_0) e^{-t/\tau_0}. \quad (3.16)$$

Оскільки (3.2) дає залежність температури термочутливого елемента від часу проходження струму, то з (3.2) можна визначити час, необхідний для нагрівання елемента до заданої температури і, зокрема, до критичної температури [83]:

$$t_{кр} = \frac{\tau_0}{k^2\beta - 1} \ln \left[ \frac{1 + \beta\Theta_{кр}}{1 + \beta\Theta_0} - \frac{\Theta_{кр} - \Theta_0}{k^2(1 + \beta\Theta_0)} \right]. \quad (3.17)$$

Враховуючи, що:

$$\frac{k}{k_{погр}} = \frac{I}{I_{погр}}, \quad (3.18)$$

і формулу (3.10), одержимо наступну формулу для час-струмової характеристики запобіжника з термочутливим елементом з будь-якого сплаву з властивостями ЕПФ [83]:

$$\frac{t_{кр}}{\tau_0} = \frac{I_{погр}^2 (1 + \beta\Theta_{кр})}{I^2 (\Theta_{кр} - \Theta_0) - I_{погр}^2 (1 + \beta\Theta_{кр})} \ln \left[ \frac{1 + \beta\Theta_{кр}}{1 + \beta\Theta_0} \left( 1 - \frac{I_{погр}^2}{I^2} \right) \right]. \quad (3.19)$$

*Вплив форми кривої наростання струму на час-струмову характеристику запобіжника.* Усі попередні висновки були зроблені за умови, що струм у ланцюгу, який містить запобіжник, включається миттєво, тобто при  $t < 0$   $I = 0$ , а при  $t > 0$  струм дорівнює певному значенню. У дійсності ж струм у ланцюзі наростає протягом деякого проміжку часу, обумовленого параметрами ланцюга.

При дуже швидкому нагріванні термочутливого елемента роль тепловіддачі з його поверхні стає незначною. Тому розв'язуватимемо рівняння теплового балансу за умови, що нагрівання елемента відбувається адіабатично, а струм є функцією часу.

Як приклад визначимо час-струмову характеристику запобіжника в

ланцюзі, в якому струм наростає за експоненціальним законом [83]:

$$i = I_0(1 - e^{-t/\tau}), \quad (3.20)$$

тоді

$$cm \frac{d\Theta}{dt} = I_0^2 (1 - e^{-t/\tau})^2 R_0 (1 + \beta\Theta). \quad (3.21)$$

Розв'язати це рівняння можна з методом поділу змінних. При початковій умові  $\Theta|_{t=t_{кр}} = \Theta_{кр}$  отримаємо [83]:

$$I_0^2 \tau = \frac{cm}{R_0 \beta} \frac{\ln[(1 + \beta\Theta_{кр}) / (1 + \beta\Theta_0)]}{[t_{кр}/\tau - 0,5(1 - e^{-t_{кр}/\tau})(3 - e^{-t_{кр}/\tau})]}. \quad (3.22)$$

На рис.3.17 представлені залежності  $t_{кр} = f(I_0 / \sqrt{M})$ , де

$$M = \frac{cm}{R_0 \beta} \ln[(1 + \beta\Theta_{кр}) / (1 + \beta\Theta_0)]. \quad (3.23)$$

Із рис.3.20 видно, що для  $t_{кр} > 0,1$  с при постійній зростання струму  $\tau = 0,01$  с її впливом можна знехтувати (крива 1). При  $t_{кр} < 0,1$  с крива 2 йде більш круто в низ і відповідно впливом характеру зростання струму нехтувати не можна.

*Узгодження термомеханічної характеристики ТЕ та характеристики механічної міцності вставки.* Захисну характеристику запобіжника з термомеханічним руйнуванням вставки можна отримати за умови [84]:

$$\sigma_{доп..вст} < \sigma_{вст} \quad (3.24)$$

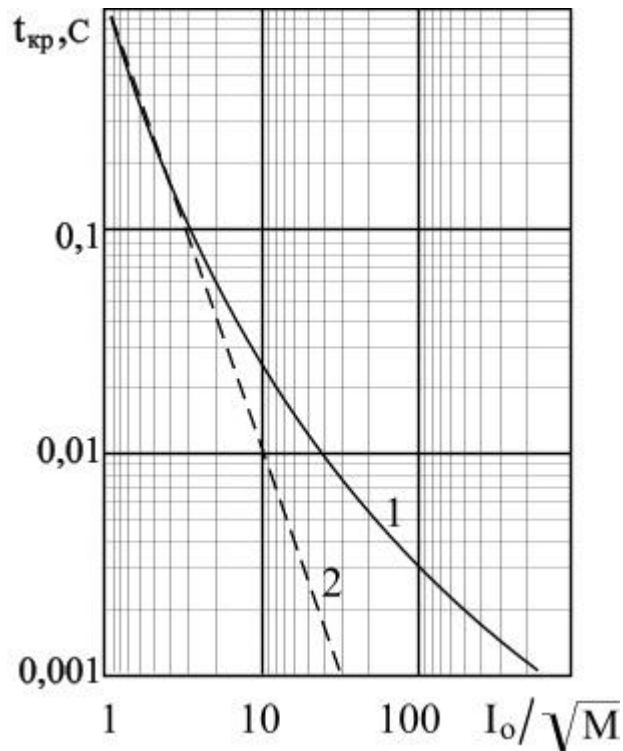


Рис.3.20. Залежність часу нагрівання термочутливого елемента до критичної температури від величини струму:

1 –  $\tau = 0,01$  с; 2 –  $\tau = 0$

Оскільки в основу роботи запобіжника покладено принцип механічного руйнування вставки, то рівняння максимального зусилля межі механічної міцності вставки матиме вигляд буде таким [84]:

$$F_{\text{доп.вст}} = \sigma_{\text{доп.вст}} \cdot \pi \cdot \frac{d_{\text{вст}}^2}{4}, \quad (3.25)$$

де  $\sigma_{\text{доп.вст}}$  – гранична механічна напруга руйнування вставки (на розрив);  $d_{\text{вст}}$  – діаметр вставки запобіжника.

Відповідно зусилля, що розвиває ТЧЕ запобіжника, можна обчислити за виразом [84]:

$$F_{\text{ТЧЕ}}(t, I) = \sigma_{\text{ТЧЕ}}(t, I) \cdot a \cdot b, \quad (3.26)$$

де  $a$  та  $b$  – відповідно ширина та товщина ТЧЕ;  $\sigma_{\text{ТЧЕ}}(t, I)$  – термомеханічна напруга, яка створюється в термочутливому елементі при прямому нагріванні (функція часу  $t$  і струму  $I$ ).

Тоді рівнянням балансу межі механічної міцності [84] матиме вигляд:

$$\sigma_{\text{TЧЕ}}(t, I) \cdot a \cdot b - \sigma_{\text{ДОП.ВСТ}} \cdot \pi \cdot \frac{d_{\text{ВСТ}}^2}{4} = 0. \quad (3.27)$$

Моделювання термомеханічної напруги в термочутливому елементі із сплаву з ЕПФ може бути виконане наступними рівняннями у програмованому середовищі “MathCad 2000.Pro” (моделювання для різних конструкцій ТЧЕ представлено у додатку К) [75,84]:

$$\sigma_{\text{TЧЕ}}(t) = \text{if} [\Theta(t) \geq 90, M_{\text{TЧЕ}}(t), K_{\text{TЧЕ}}(t)], \quad (3.28)$$

$$M_{\text{TЧЕ}}(t) = (1 - e^{-\Theta(t) \cdot A_1}) \cdot A_2 \cdot L - A_3 \cdot L; \quad (3.29)$$

$$K_{\text{TЧЕ}}(t) = A_4 \cdot \Theta(t)^4 \cdot L, \quad (3.30)$$

де  $\sigma_{\text{TЧЕ}}$  – термомеханічна напруга;  $t$  – час;  $\Theta$  – температура;  $A_1 \dots A_4$ ,  $L$  – коефіцієнти, які обчислюються на основі експериментальних вимірювань. Залежність температури термочутливого елемента від величини струму та часу його протікання.

Для сплавів Cu-Al-Mn зміна температури ТЧЕ у часі при нагріванні струмом короткого замикання може бути представлена також виразом [75,84]:

$$\Theta(t, I) = 5,328 \cdot 10^{-13} \cdot \frac{W(t)}{q^2} + 1,28 \cdot 10^{-30} \cdot \frac{W(t)^2}{q^4} + 4,014 \cdot 10^{-47} \cdot \frac{W(t)^4}{q^6} + \Theta_0, \quad (3.31)$$

де  $W(t)$  – тепловий імпульс;  $\Theta_0$  – температура оточуючого середовища;  $q$  – площа поперечного перерізу термочутливого елемента.

Тепловий імпульс, що виділяється в термочутливому елементі при протіканні струму короткого замикання, обчислюється за виразом [25]:

$$W(t) = \int_0^t \left[ I_{\text{pm}} \cdot \sin(\omega \cdot t) + I_{\text{am}} \cdot e^{-\frac{t}{T_a}} \right]^2 \cdot dt, \quad (3.32)$$

де  $I_{\text{pm}}$ ,  $I_{\text{am}}$  – періодична та аперіодична складові струму короткого замикання;  $T_a$  – постійна часу затухання аперіодичної складової струму короткого замикання.

З метою отримання узагальненого рівняння захисної характеристики даного запобіжника залежність температури нагрівання термочутливого елемента від величини струму та часу його протікання апроксимована наступним поліномом [75,83,84]:

$$\Theta(t, I) = 5,328 \cdot 10^{-7} \cdot I^2 \frac{t}{q^2} + 1,28 \cdot 10^{-18} \cdot I^4 \frac{t^2}{q^4} + 4,014 \cdot 10^{-29} \cdot I^6 \frac{t^4}{q^6} + \Theta_0. \quad (3.33)$$

У подальшому в аналітичних перетвореннях використаємо спрощений вигляд залежності (3.33) [84]:

$$\Theta(t, I) = 5,328 \cdot 10^{-7} \cdot I^2 \frac{t}{q^2} + \Theta_0. \quad (3.34)$$

Тоді модель термомеханічної характеристики матиме вигляд [84]:

$$\sigma_{\text{ТЧЕ}}(t, I) = \text{if} [\Theta(t, I) \geq 90, M_{\text{ТЧЕ}}(t, I), K_{\text{ТЧЕ}}(t, I)], \quad (3.35)$$

$$M_{\text{ТЧЕ}}(t, I) = (1 - e^{-(5,328 \cdot 10^{-7} \cdot I^2 \frac{t}{q^2} + \Theta_0) \cdot A_1}) \cdot A_2 \cdot L - A_3 \cdot L; \quad (3.36)$$

$$K_{\text{ТЧЕ}}(t, I) = A_4 \cdot (5,328 \cdot 10^{-7} \cdot I^2 \frac{t}{q^2} + \Theta_0)^4 \cdot L. \quad (3.37)$$

Виконавши перетворення (3.27) відносно часу  $t$  та врахувавши рівняння термомеханічної характеристики термочутливого елемента, отримаємо математичну модель ампер-секундної характеристики запобіжника з приводом із сплаву з ефектом пам'яті форми [84]:

$$t(I) = 758047,6 \cdot \frac{\left( \pi \cdot \sigma_{\text{вст}} \cdot \frac{d_{\text{вст}}^2}{A_4 \cdot L \cdot q} \right)^{1/4} - \Theta_0}{I^2} \cdot q^2. \quad (3.38)$$

Для випадку застосування ТЧЕ у вигляді витої пружини:

$$t(I) = 117304,8 \cdot [-\theta_0 \cdot \pi^2 \cdot d_{\text{ТЧЕ}} + \sqrt{10} \cdot \pi^2 \cdot \sqrt{d_{\text{вст}} \cdot d_{\text{ТЧЕ}} \sqrt{\sigma_{\text{вст}} \cdot \pi \cdot \frac{D_{\text{ТЧЕ}}}{2} \cdot \frac{\varepsilon}{A_4 \cdot L \cdot L_{\text{ТЧЕ}} \cdot \ln(1 + \varepsilon)}}}] \frac{d_{\text{ТЧЕ}}^3}{I^2}$$

де  $d_{\text{ТЧЕ}}$  – діаметр дроту ТЧЕ;  $L_{\text{ТЧЕ}}$  – довжина дроту ТЧЕ;  $D_{\text{ТЧЕ}}$  – діаметр пружини ТЧЕ.

Аналіз характеристик запобіжника з термомеханічним руйнуванням вставки можна провести на прикладі з наступними вихідними даними: геометричні розміри термочутливого елемента  $a = 0,005$  м (ширина),  $b = 0,00035$  м; вставка – матеріал мідь (дріт  $d = 0,0002$  м); періодична та аперіодична складові струму короткого замикання відповідно  $I_{\text{pm}} = 100$  А,  $I_{\text{am}} = 80$  А; постійна часу затухання аперіодичної складової струму короткого замикання  $T_a = 0,09$  с. Результати розрахунків наведено на рис.3.21 – 3.24. На рис.3.21 розрахунок температури термочутливого елемента виконано за рівняннями:

(3.31) – крива 1, (3.33) – крива 2, (3.34) – крива 3. За даним рисунком можна оцінити відхилення в розрахунках температури за різними рівняннями.

На рис.3.22 наведено залежність зусилля термочутливого елемента від часу протікання струму (поз. 1) та рівень зусилля механічної міцності вставки (поз. 2). На рис.3.23 представлено залежність зусилля термочутливого елемента від густини електричного струму та часу. Розрахункові захисні характеристики запропонованого запобіжника наведені на рис.3.24.

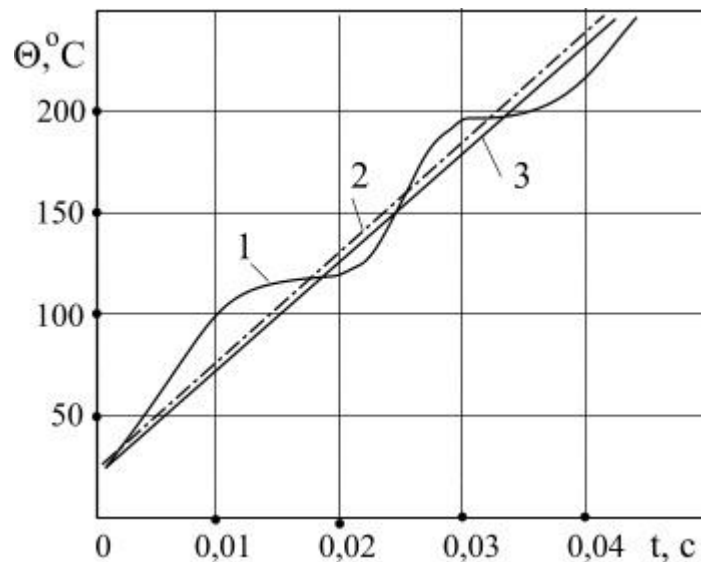


Рис.3.21. Розрахункові залежності температури термочутливого елемента запобіжника від часу протікання струму

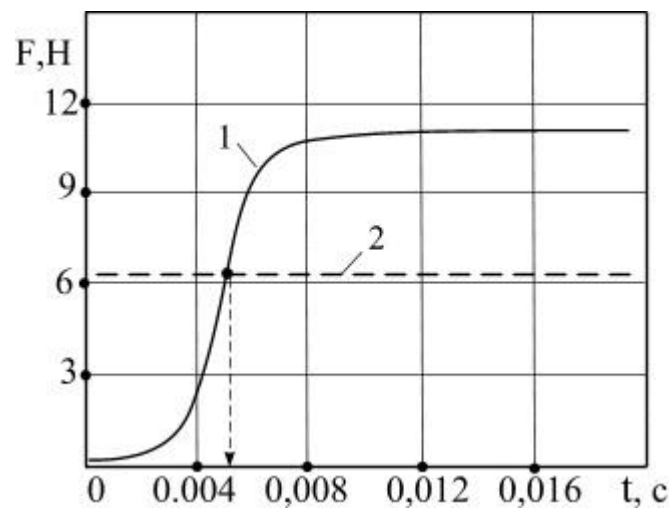


Рис.3.22. Зміна зусилля термочутливого елемента у часі при протіканні струму (1) та рівень зусилля механічної міцності (на розрив) вставки (2)



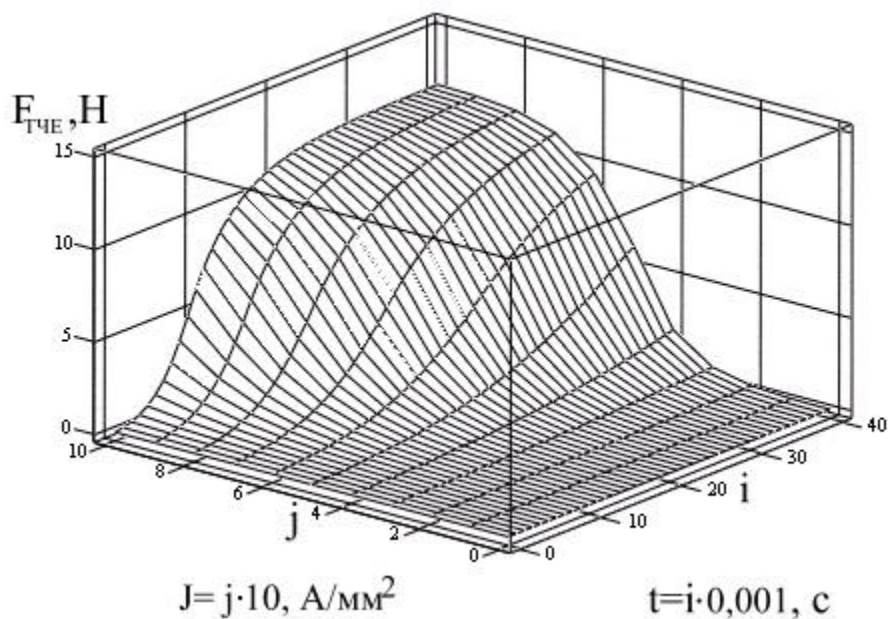


Рис.3.23. Залежність зусилля термочутливого елемента від густини струму та часу протікання його через запобіжник

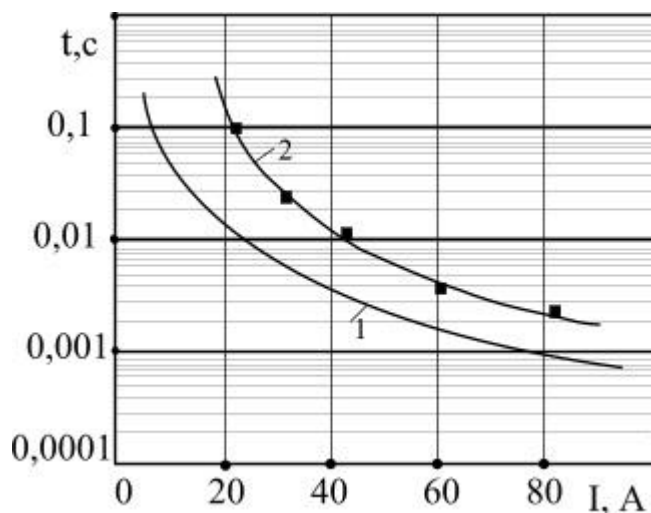


Рис.3.24. Ампер-секундні характеристики запобіжників:

1 – з термомеханічним руйнуванням вставки; 2 – топкого запобіжника

На рис.3.24 час спрацювання запобіжника є функцією величини струму (поз. 1). Для порівняння на рис.3.24 позицією 2 зображено експериментальну ампер-секундну характеристику топкого запобіжника з вставкою, яка використовується у вищенаведеному запобіжнику.

У додатку К представлено елементи САПР програми 3D – візуалізації конструкції ТЧЕ (у вигляді витої пружини) для запобіжника [68,77], що базується на використанні функцій мови програмування AutoCAD та наступних модулів: spring.lsp – файл LISP з основним текстом програми; spring.dcl – файл

діалогового вікна; spring.sld – слайд ТЧЕ у діалоговому вікні. Розрахунок вихідної інформації для побудови конструкції ТЧЕ здійснюється у програмному середовищі MathCad 2000.Pro.

### 3.3.5. Математичне моделювання параметрів та характеристик універсальних розчіплювачів автоматичних вимикачів

У даному розділі представлені результати теоретичних досліджень приводних елементів універсальних розчіплювачів автоматичних вимикачів, виготовлених на основі сплавів з ефектом пам'яті форми [85]. Моделювання параметрів та характеристик розчіплювачів проведено у програмованому середовищі “MathCad”.

Зміна термомеханічного зусилля ТЧЕ у часі з урахуванням рівнянь (3.28) та (3.31) визначається виразом [85]:

$$F(t) = \sigma_{ТЧЕ}(t) \cdot q \cdot (-B_1 \cdot M^2 + B_2 \cdot M + B_3) \cdot 10^{-2}, \quad (3.39)$$

де  $M$  – вільний хід відновлення форми ТЧЕ;  $q = a \cdot b$  – площа поперечного перерізу термочутливого елемента;  $a$  – товщина ТЧЕ;  $b$  – ширина ТЧЕ.

Зусилля сталеві пружини механізму розчіплювання автоматичного вимикача можна обчислити за рівнянням [85]:

$$F_{ПР} = 6,51 \cdot 10^6 \cdot E \cdot b_1^2 \cdot a_1 \cdot \pi \cdot l, \quad (3.40)$$

де  $E$  – модуль Юнга сталі;  $b_1$  – товщина пружини;  $a_1$  – ширина пружини;  $l$  – хід пружини при деформації до положення спрацювання розчіплювача.

Відповідно умовою спрацювання розчіплювача буде рівність зусиль ТЧЕ і сталеві пружини:

$$F(t) = F_{ПР}. \quad (3.41)$$

Знайти символічне рішення рівняння (3.41) щодо часу  $t$  не представляється можливим через складність залежності (3.31). Програмне середовище MathCad дозволяє знайти рішення рівняння (3.42) аналітичним (чисельним методом) чи графічним шляхом [85]:

$$F(t) - F_{ПР} = 0. \quad (3.42)$$

$$t = t_i; \quad t = \text{root} [ F(t) - F_{ПР}], \quad (3.43)$$

де  $t_i$  - початкове наближення.

Чисельний спосіб рішення (3.42) дає можливість розрахувати характеристику спрацювання розчіплювача в залежності від величини електричного струму  $t = f(I)$ . Аналогічним способом можна зробити розрахунок оптимальних геометричних розмірів ТЧЕ (наприклад, товщини) при заданих значеннях часу спрацювання розчіплювача і величини струму [85]:

$$b = b_i; \quad b = \text{root} [ F(b) - F_{\text{ГР}} ]. \quad (3.44)$$

Для випадку спрацювання розчіплювача при коротких замиканнях (швидкому нагріванні ТЧЕ струмом короткого замикання протягом малого проміжку часу ) залежність температури ТЧЕ від часу можна розрахувати за спрощеним виразом (3.34).

З урахуванням (3.34) символічне рішення рівняння (3.42) буде наступним [85]:

$$t(I) = \frac{9,48 \cdot 10^7 \cdot q^2}{I^2} \cdot \left[ 4 \sqrt{\frac{6,51 \cdot 10^6 \cdot E \cdot l \cdot b_1^2 \cdot M \cdot \pi \cdot a_1}{a \cdot b \cdot (-B_1 \cdot M^2 + B_2 \cdot M + B_3)}} - \Theta_0 \right]. \quad (3.45)$$

Представлені математичні моделі дають можливість досліджувати вплив різних показників на параметри і характеристики розчіплювачів автоматичних вимикачів з термочутливими елементами зі сплавів з ЕПФ.

Аналіз коректності математичних моделей виконаний на прикладі з наступними вихідними даними: геометричні розміри ТЧЕ -  $a = 6 \cdot 10^{-2}$  м;  $b = 2 \cdot 10^{-4}$  м; температура навколишнього середовища  $\Theta_0 = +25^\circ\text{C}$ ; електричний струм  $I = 200$  А. Геометричні розміри сталеві пружини розчіплювача: товщина  $b_1 = 3 \cdot 10^{-4}$  м; ширина  $a_1 = 5 \cdot 10^{-4}$  м; хід пружини при деформації (до положення спрацювання розчіплювача)  $l = 3 \cdot 10^{-4}$  м.

На рис.3.25 представлено графічне розв'язання рівняння (3.42) у топографічній формі при різних сполученнях двох змінних – товщини ТЧЕ і величини електричного струму.

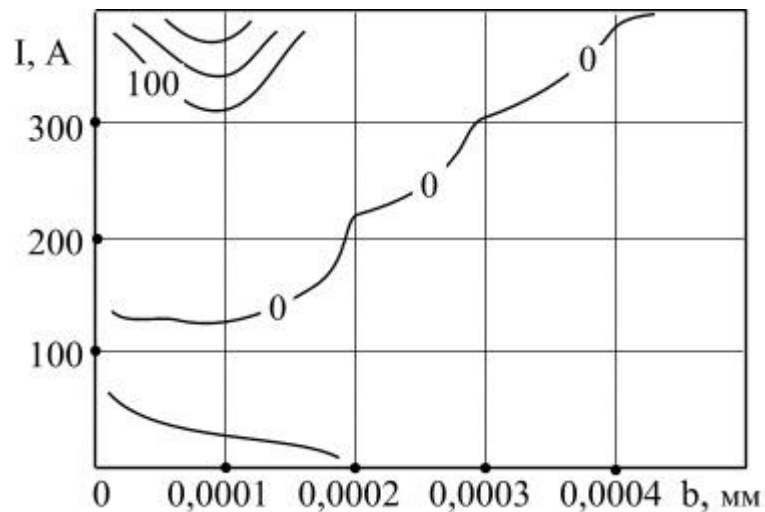


Рис.3.25. Ізолінії графічного розв'язання рівняння (3.42) при різних співвідношеннях товщини ТЧЕ і величини електричного струму

### 3.3.6. Моделювання параметрів та характеристик термочутливих елементів термореле

Математичне моделювання параметрів та характеристик термореле представлено з урахуванням вимог математичного програмного середовища MathCad. На рис.3.26 і рис.3.27 наведено графічну модель пари термочутливий елемент - рухомий контакт. Роль термочутливого елемента із сплаву з ефектом пам'яті форми полягає у створенні зусилля для приведення у дію контактного механізму термореле при зростанні температури. Саме тому завданням математичного моделювання є встановлення залежностей між переміщенням вільних точок ТЧЕ та його зусиллям, з одного боку, і температурою ТЧЕ та його параметрами, з іншого боку [86].

Для даної моделі справедливими є наступні залежності:

- радіуса згинання від величини відстані переміщення  $L$  верхньої точки ТЧЕ (або протидіючої пружини) [86]:

$$r(L) = \frac{0,96}{L \cdot \pi \cdot 10^3}, \quad (3.46)$$

де  $L$  – відхилення верхньої точки ТЧЕ або протидіючої пружини від

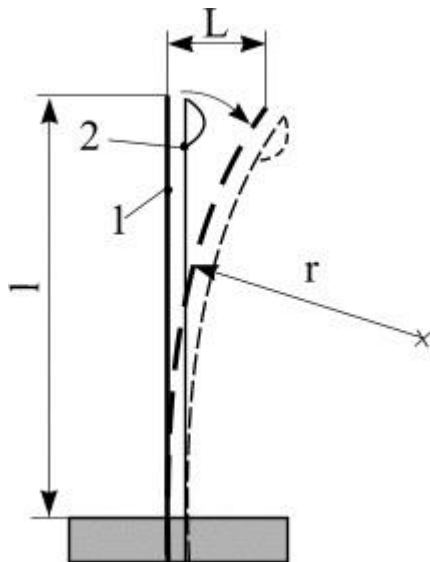


Рис.3.26. Модель термореле з термочутливим елементом із сплаву з ефектом пам'яті форми:  
1 – термочутливий елемент; 2 – протидіюча пружина

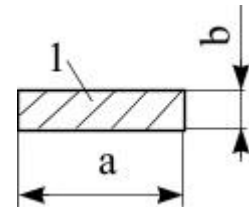


Рис.3.27. Поперечний переріз та геометричні розміри ТЧЕ

початкового нейтрального положення (для термореле – відстань між рухомим та нерухомим контактами);

– відносної деформації ТЧЕ від товщини та радіуса згинання [86]:

$$\varepsilon(r) = \frac{b}{2 \cdot r} . \quad (3.47)$$

На рис.3.28. представлені графіки наведених залежностей, які дають можливість встановити кількісну оцінку взаємовпливу даних параметрів.

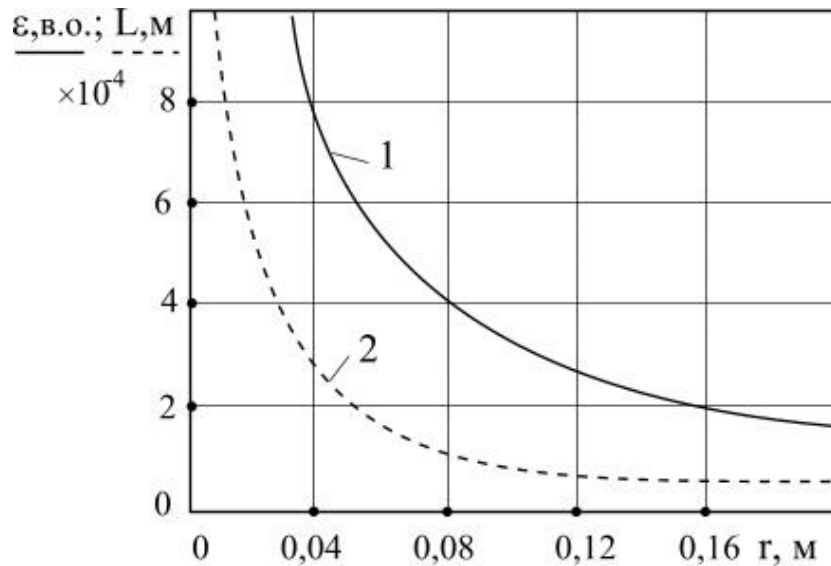


Рис.3.28. Залежність відносної деформації (1) термочутливого елемента та параметра L (2) від радіуса згинання

Термопружні перетворення у сплаві створюють умови для виконання термочутливим елементом роботи:

$$A(\theta, \varepsilon) = \sigma_{\text{ТЧЕ}}(\theta) \cdot a \cdot b \cdot l \cdot \ln(1 + \varepsilon), \quad (3.48)$$

де  $a$ ,  $b$ ,  $l$  – відповідно, ширина, товщина та довжина термочутливого елемента;  $\varepsilon$  – відносна лінійна деформація ТЧЕ.

Залежність зусилля, яке генерує термочутливий елемент при нагріванні, від температури та ходу відновлення форми має вигляд:

$$F_{\text{ТЧЕ}}(\theta, L) = \sigma_{\text{ТЧЕ}}(\theta) \cdot L^{-1} \cdot a \cdot b \cdot l \cdot \ln(1 + \varepsilon). \quad (3.49)$$

На основі численних експериментальних дослідів отримано також іншу математичну модель для розрахунку зусилля термочутливого елемента, яка враховує властивості сплаву при наблизенні параметра L до нульового або максимального значення (див. розділ 2, рис.2.2):

$$F_{\text{ТЧЕ}}(\theta, M) = \sigma_{\text{ТЧЕ}}(\theta) \cdot a \cdot b \cdot (-B_1 \cdot M^2 + B_2 \cdot M + B_3), \quad (3.50)$$

де  $B_1=4$ ,  $B_2=4$  і  $B_3=0$  – коефіцієнти, які враховують фізичний зв'язок зусилля з параметром M; M – вільний хід відновлення форми ТЧЕ, в.о.

Враховуючи, що:

$$M(L) = \frac{L}{L_{\text{макс}}},$$

отримаємо:

$$F_{\text{ТЧЕ}}(\theta, L) = \sigma_{\text{ТЧЕ}}(\theta) \cdot a \cdot b \cdot \left[ -B_1 \cdot \left( \frac{L}{L_{\text{макс}}} \right)^2 + B_2 \cdot \frac{L}{L_{\text{макс}}} + B_3 \right]. \quad (3.51)$$

На рис.3.29 наведено тримірну залежність зусилля ТЧЕ від температури та параметра  $L$ . Для проведення розрахунків використані такі вихідні дані:  $B_1=4$ ;  $B_2=4$ ;  $B_3=0$ ;  $L_{\text{макс}}=0,005$  м;  $a=5 \cdot 10^{-3}$  м;  $b=2 \cdot 10^{-4}$  м.

Умовою спрацювання термореле буде рівність [86]:

$$\Delta F(\theta, L) = F_{\text{ТЧЕ}}(\theta) - F_{\text{ПР}}(L) = 0, \quad (3.52)$$

де  $F_{\text{ПР}}(L)$  – залежність зусилля протидіючої пружини від параметра  $L$ .

Рівняння залежності зусилля протидіючої пружини від параметра  $L$  з урахуванням (3.46) можна представити таким математичним виразом [86]:

$$F_{\text{ПР}}(L) = 6,51 \cdot 10^6 \cdot E \cdot b_1^2 \cdot a_1 \cdot \pi \cdot L, \quad (3.53)$$

де  $E$  – модуль Юнга матеріалу протидіючої пружини;  $a_1$  і  $b_1$  – ширина та товщина протидіючої пружини.

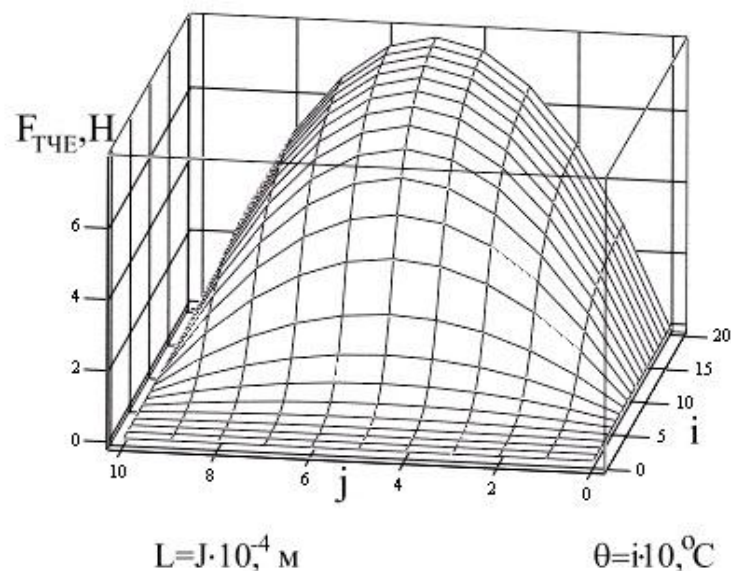


Рис.3.29. Залежність зусилля термочутливого елемента від параметра  $L$  та температури

Прийнявши окремі допущення з метою спрощення запису моделі термомеханічної характеристики (взявши до уваги лише активну частину кривої  $K_{TE}(\theta)$  - рівняння(3.30)), можна з урахуванням виразу (3.52) отримати узагальнену формулу для обчислення температури спрацювання термореле.

Відповідно:

$$\Delta F(\theta, L) = 6,51 \cdot 10^6 \cdot E \cdot b_1^2 \cdot a_1 \cdot \pi \cdot L - \sigma_{TЧe}(\theta) \cdot L^{-1} \cdot a \cdot b \cdot l \cdot \ln(1 + \varepsilon), \quad (3.54)$$

або:

$$\Delta F(\theta, L) = 6,51 \cdot 10^6 \cdot E \cdot b_1^2 \cdot a_1 \cdot \pi \cdot L - \sigma_{TЧe}(\theta) \cdot a \cdot b \times \left[ -B_1 \cdot \left( \frac{L}{L_{\max}} \right)^2 + B_2 \cdot \frac{L}{L_{\max}} + B_3 \right]. \quad (3.55)$$

На рис.3.30 наведено топографічний графік розв'язання рівняння (3.55) відносно температури спрацювання термореле. Крива, що відповідає рівності  $\Delta F(\theta, L) = 0$ , встановлює співвідношення між температурою спрацювання та параметром  $L$  (зазором між рухомих та нерухомих контактами) і відповідає умові спрацювання термореле.

Після перетворень у рівняннях (3.54) та (3.55) отримуємо [86]:

$$\theta(L) = 32,836 \cdot \sqrt[4]{\frac{E \cdot b_1^2 \cdot L^2 \cdot \pi \cdot a_1}{a \cdot b \cdot l \cdot \ln(1 + \varepsilon(L))}}. \quad (3.56)$$

$$\theta(L) = 103,836 \cdot \sqrt[4]{\frac{E \cdot b_1^2 \cdot L^2 \cdot \pi \cdot a_1}{a \cdot b \cdot \left[ -B_1 \cdot \left( \frac{L}{L_{\max}} \right)^2 + B_2 \cdot \frac{L}{L_{\max}} + B_3 \right]}}. \quad (3.57)$$



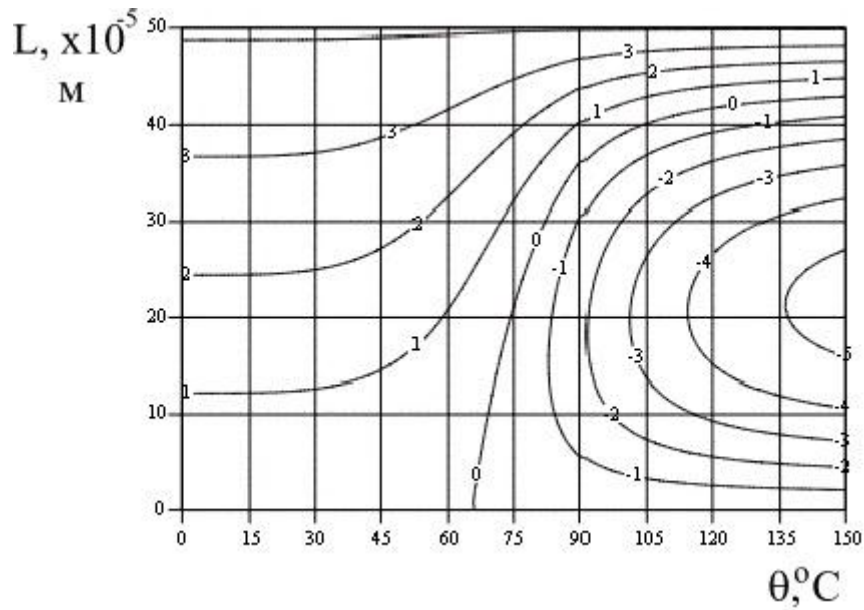


Рис.3.30. Ізолінії розв'язання рівняння (3.54)

На рис.3.31 наведено розрахункові залежності температури спрацювання від параметра  $L$ . Обчислення виконані за рівняннями (3.56), крива 1, та (3.57), крива 2. Необхідно відмітити достатню близькість результатів розрахунків температури спрацювання за обраними моделями.

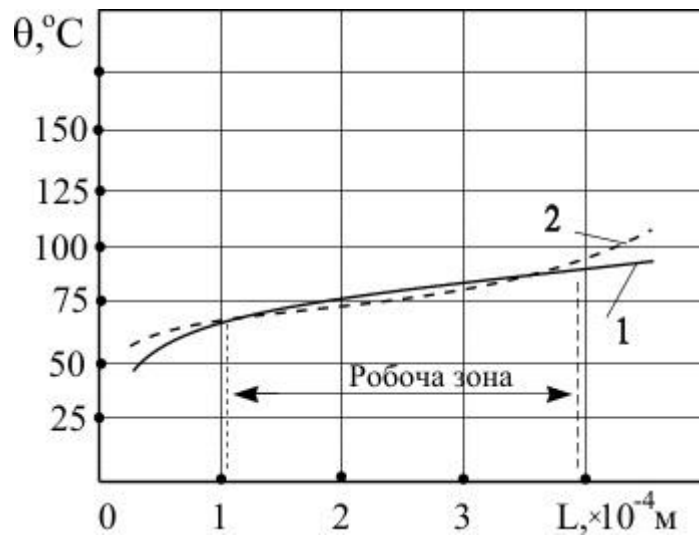


Рис.3.31. Залежності температури спрацювання термореле від параметра  $L$ :  
1 – за рівнянням (3.56); 2 – за рівнянням (3.57)

На рис.3.32 наведено графік залежності температури спрацювання термореле від зазору між його контактами та товщини термочутливого елемента.

Таким чином, рівняння (3.54) – (3.57) дають можливість дослідити ступінь впливу і характер залежності температури спрацювання від різних показників та факторів – термомеханічної характеристики і геометричних розмірів ТЧЕ, геометричних розмірів і пружних властивостей протидіючої пружини, зазора між рухомим та нерухомим контактами термореле тощо. Отримані результати можуть бути основою для оптимізації параметрів і характеристик термореле з термочутливими елементами із сплавів з ЕПФ та розробки термореле з регульованою температурою спрацювання.

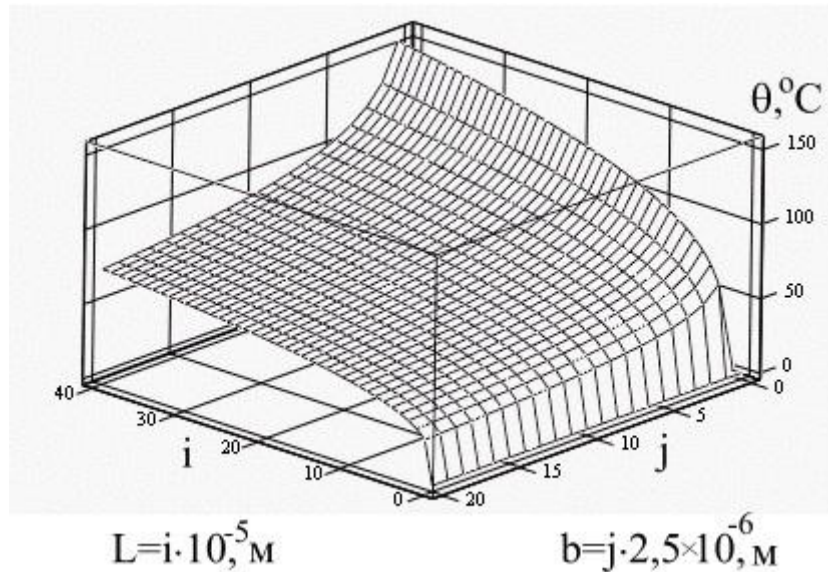


Рис.3.32. Графік залежності температури спрацювання термореле від зазора між контактами (параметра  $L$ ) та товщини термочутливого елемента

## РОЗДІЛ 4. РЕГУЛЮВАННЯ ТИСКУ У КОНТАКТНИХ СИСТЕМАХ З ВИКОРИСТАННЯМ ЯВИЩ ЕФЕКТІВ ПАМ'ЯТІ ФОРМИ ТА НАДПРУЖНОСТІ

### 4.1. Аналіз електротеплових процесів у розбірних контактних системах

#### 4.1.1. Теоретичні основи розбірних контактів

Розбірні контактні з'єднання застосовуються для жорсткого з'єднання між собою окремих струмопровідних частин електроустановок. Конструктивні виконання залежно від геометричної форми з'єднувальних провідників (струмопровідних частин) можуть бути умовно розділені на три групи: 1) з'єднання плоских провідників; 2) з'єднання круглих провідників; 3) з'єднання круглого провідника з плоским.

На рис.4.1 наведено типи конструкцій розбірних контактних з'єднань відповідно до наведеної класифікації.

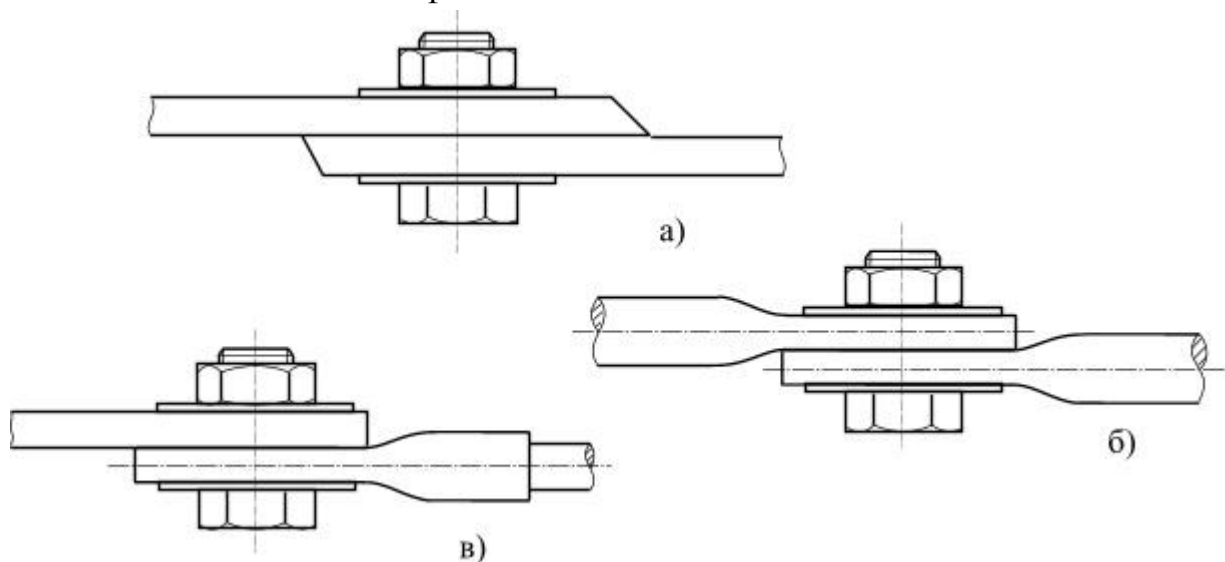


Рис.4.1. Контактні з'єднання провідників:  
а – плоских (шин); б – круглих ; в – плоского і круглого

До всіх типів контактних з'єднань ставиться ряд вимог [87,88,89,90]: надійності електричного з'єднання; достатньої механічної міцності; перегрівання не вище допустимого значення при тривалому протіканні електричного струму навантаження; термічної і електродинамічної стійкості при протіканні струмів короткого замикання; стійкості проти зовнішніх впливів.

Крім цих загальних вимог, до контактів різного роду залежно від конструкції ставляться й інші вимоги, аналіз яких буде наведено у наступних розділах.

Контактні з'єднання (найбільш численні елементи електроустановок) створюють значний вплив на рівень надійності систем електропостачання і тому заслуговують на особливу увагу при вивченні.

Аналізу і подальшому розвитку теорії розбірних електричних контактів присвячено велику кількість вітчизняних та зарубіжних робіт [26,27,91,92,93,94,95,96 та ін.], дослідження у яких виконується за класичною схемою. Визначається фізична суть природи та механізму відмови контактних з'єднань. При цьому стан контактів моделюється рівняннями, які відображають фізичні закономірності. Експеримент будується за умови, що всі незалежні фактори, крім одного, незмінні. Таким чином, можна визначити ізольований вплив окремих факторів на електричний та тепловий опори окремих контактів, які є найважливішими параметрами, що визначають надійність контактних систем.

Електричний опір контактного з'єднання – це сума опорів  $R_{кд}$  контакт-деталей і перехідного опору  $R_{пер}$  [26]:

$$R_{кз} = R_{кд} + R_{пер} \cdot \quad (4.1)$$

Опір контакт-деталей  $R_{кд}$  залежить від конструкції контактного з'єднання та визначається співвідношенням між товщиною контакт-деталей і довжиною з'єднання. Опір контакт-деталей визначається за виразом [26]:

$$R_{кд} = R'_{кд} \cdot C, \quad (4.2)$$

де  $R'_{кд}$  – опір провідника довжиною, рівною довжині з'єднання;  $C$  – коефіцієнт, який визначається характером струморозподілу у контактному з'єднанні. Вивчення струморозподілу у плоских контактних системах [26] дало можливість оптимізувати довжину і конфігурацію з'єднання. Встановлено, що найбільш типовим значенням коефіцієнта  $C$  є 0,5 – 0,6.

Визначальний вплив на фізичні процеси, що протікають у контактному з'єднанні, створює перехідний опір  $R_{пер}$ . Вивченню природи перехідного опору приділяється достатньо велика увага, бо науково обґрунтоване управління цим параметром дає можливість забезпечити необхідну надійність контактних систем.

Відомо, що поверхня контакт-деталей є шорсткою. Найбільш гладкі поверхні мають нерівності висотою 0,03 – 0,2 мкм, найбільш грубі – 100 – 300

мкм. Відповідно дві поверхні контактують тільки в окремих точках, сукупність яких визначає фактичну площу дотику контакту.

Фактична площа дотику з точки зору електропровідності складається із наступних ділянок [94]:

а) з металевим контактом, через які протікає основна величина струму;

б) з квазіметалевим контактом, поверхня яких вкрита тонкими адгезійними і пасивуючими плівками, при цьому струм проходить завдяки тунельному ефекту;

в) які вкриті органічними плівками та плівками потускніння і не проводять електричний струм.

Виходячи з цього, провідність електричного контакту визначають як суму провідностей через зони металевого і квазіметалевого контактів [94]:

$$\frac{1}{R_{\text{пер}}} = \frac{1}{R_{\text{с}}} + \frac{1}{R_{\text{тун}}}, \quad (4.3)$$

де  $R_{\text{пер}}$  – перехідний опір;  $R_{\text{с}}$  – перехідний опір стягування зони металевого контакту;  $R_{\text{тун}}$  – опір тунельного ефекту зони квазіметалевого контакту.

Дослідженнями [94] встановлено, що опір квазіметалевого контакту значно перевищує опір металевого контакту і, відповідно, провідністю через квазіметалевий контакт можна знехтувати.

Таким чином, протікання електротеплових процесів у контактному з'єднанні визначається в основному перехідним опором металевого контакту.

При визначенні перехідного опору контактного з'єднання плоских проводів багатоточковий контакт розглядається як ряд  $n$  незалежних одноточкових контактів круглої форми з радіусом  $a$  (відповідно до теорії Р.Хольма, див. вираз (1.1)) [29].

Радіус та кількість контактних плям обумовлені фізико-механічними властивостями та мікроструктурою контакт-деталей. Тому дослідження  $R_{\text{пер}}$  ґрунтується на вивченні впливу цих факторів.

Моделюванню шорстких поверхонь присвячено багато робіт [26,94,97 та ін.]. Нерівність профілю контактів класифікують наступним чином:

- макровідхилення – поодинокі відхилення форми від номінальної (регулярно не повторюються);

- хвилястість – сукупність періодичних відхилень (підвищень та впадин), які близькі за розмірами (висота 0,03 – 500 мкм) та розташовані один від одного на відстані 0,25 – 300 мкм;

- шорсткість – сукупність нерівностей з відносно малою довжиною (0,001 – 8мкм) та висотою від 0,03 до 300 мкм.

Під площею контактування або номінальною площиною дотику розуміють поверхню, обмежену геометричними розмірами контактуючого елемента. При контактуванні твердих тіл внаслідок хвилястості та макровідхилень форми на значній частині номінальної площини дотику  $A_a$  не відбувається контактування мікровиступів. Хвилястість поверхні визначає ті зони, в яких групуються місця контактування цих виступів. Сума таких зон утворює контурну площу дотику  $A_k$  (рис.4.2) [94].

У свою чергу, сума елементарних площадок, які розташовані всередині контурної площини і утворюються в результаті дотику і деформації мікровиступів, називається фактичною площиною дотику  $A_\phi$ .

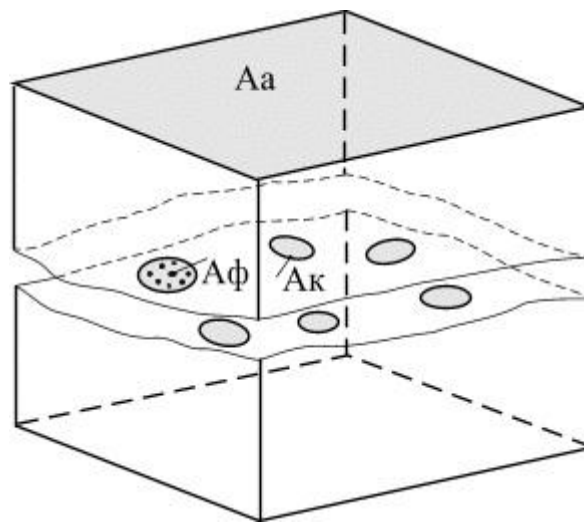


Рис.4.2. Площа контактування двох шорстких поверхонь

Найбільш вдала методика визначення перехідного опору контактного з'єднання з точки зору мінімальної похибки розрахунків, запропонована у роботах [26,94,98]:

$$R_{\text{пер}} = \rho_0 \cdot \frac{\pi \cdot S_m \cdot P_\phi}{8 \cdot \lambda \cdot N}, \quad (4.4)$$

де  $\rho_0$  – питомий опір матеріалу контактів;  $S_m$  – середня довжина нерівностей профілю контакту;  $P_\phi$  – фактичний контактний тиск;  $N$  – зусилля контактного тиску.  $N = P_k \cdot A_k$ ;  $P_k$  – контурний тиск;  $A_k$  – контурна площа дотику;  $\lambda$  – константа, що визначається відношенням радіусів металевої плями та плями

дотику (дослідження [94] меж зміни константи  $\lambda$  показали, що типове значення  $\lambda \approx 0,02$ ).

Параметри електричного опору та мікротвердості матеріалу контактів проявляють досить велику чутливість до впливу температури. Наприклад, при зміні температури у межах від 0 до +200 °С питомий електричний опір алюмінію зростає в 1,9 раза, а мікротвердість зменшується в 1,6 раза. Тому при теоретичному моделюванні необхідно враховувати даний фактор.

При проведенні математичного моделювання можна скористатися апроксимованими виразами [25]. Наприклад, для контакт-деталей із шинного алюмінію відповідно до ГОСТ 4784 – 84 залежність питомого електричного опору від температури є наступною [25]:

$$\rho_{\text{кд}}(\theta) = \rho_0 \cdot (1 + 0,0042 \cdot \theta + 3 \cdot 10^{-6} \theta^2), \quad (4.5)$$

де  $\rho_0$  – питомий опір контакт-деталей при температурі +25 °С;  $\theta$  – температура нагрівання контакт-деталей.

Залежність коефіцієнта теплопровідності від температури для шинного алюмінію [25]:

$$\lambda_{\text{кд}}(\theta) = \lambda_0 \cdot (1 + 4 \cdot 10^{-6} \cdot \theta + 0,6 \cdot 10^{-6} \theta^2). \quad (4.6)$$

Фактичний контактний тиск  $P_{\Phi}$  (тиск на плями фактичного контакту) визначається залежно від виду контакту [94].

Для пластичного контакту

$$P_{\Phi} = 0,8 \cdot H_{\text{кд}}, \quad (4.7)$$

де мікротвердість  $H_{\text{кд}}$  металу залежно від температури визначається за виразом [25]:

$$H_{\text{кд}}(\theta) = H_0 \cdot \frac{1 - \left(\frac{\theta}{\theta_{\text{ПЛ}}}\right)^{\frac{2}{3}}}{1 - \left(\frac{\theta_0}{\theta_{\text{ПЛ}}}\right)^{\frac{2}{3}}}, \quad (4.8)$$

де  $\theta_{\text{ПЛ}}$  – температура плавлення матеріалу контакт-деталей;  $H_0$  – мікротвердість металу контакт-деталей при температурі +25 °С.

Формула (4.4) дає можливість визначити  $R_{\text{пер}}$  при заданому значенні сили контактного тиску  $N$ . Стандарт ГОСТ 10434 – 82 [87] нормує величину моменту

М зтяжки болтів контактної з'єднання. При цьому сила контактної тиску може бути визначена із співвідношення:

$$N = \frac{M}{0,2 \cdot d}, \quad (4.9)$$

де  $d$  – діаметр болта.

Теоретичний аналіз вищезазначених робіт передбачає вивчення картини станів контактних систем з урахуванням певних допущень. Наприклад, для фіксованих параметрів контактної тиску прогноуються значення перехідного опору (4.4). При цьому не враховується явище тепломеханічних деформацій і накопичення залишкових деформацій контакт-деталей та інших елементів з'єднання, які проявляються багаторазово у процесі експлуатації при проходженні струмів короткого замикання і носять випадковий характер. Розглянуті відомі теоретичні підходи не передбачають також автоматичне управління контактним тиском у процесі експлуатації контактів.

4.1.2. Аналіз залежностей температури нагрівання та перехідного опору розбірної контактної з'єднання у режимі довготривалого електричного навантаження

Відповідно до величини температури (при номінальному електричному навантаженні) виділяють два стани контактної з'єднання: нормальний стан – температура контакту не перевищує  $\theta_{\text{доп}}$ ; аварійний – температура контакту перевищує  $\theta_{\text{доп}}$ . Значення допустимої температури нормується залежно від типу і матеріалу контакту [87,99].

Найбільш повно стаціонарне нагрівання контактів досліджено у роботах [26,28,92,94,100]. На основі загальних принципів термодинаміки в [94] отримано рівняння теплопровідності для контакту, модель якого представлено на рис.4.3.

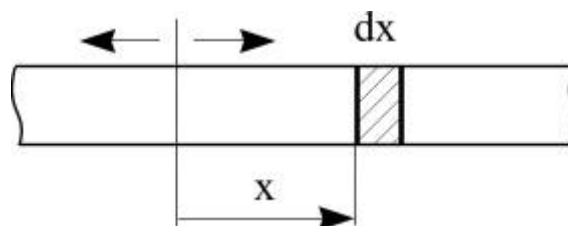


Рис.4.3. Модель контактної з'єднання (контактування у торці циліндрів)



У цьому випадку температура вздовж провідників розподіляється відповідно до рівняння [94,100]:

$$\theta = \theta_{o+} + \frac{q \cdot F_{кз}^2}{k_T \cdot S_{кз}} + \frac{I^2 \cdot R_{кз}}{2 \cdot \lambda_T \cdot F_{кз} \cdot \eta} \cdot \varepsilon^{-\eta \cdot x}, \quad (4.10)$$

де  $\theta_o$  – температура оточуючого середовища;  $q = I^2 \cdot \rho_o$  – кількість теплоти, яка генерується в  $1 \text{ см}^3$  провідника струмом  $I$  за одиницю часу;  $F_{кз}$  і  $S_{кз}$  – відповідно площа і бокова поверхня контактного з'єднання;  $\eta = \sqrt{\frac{k_T \cdot S_{кз}}{\lambda_T \cdot F_{кз}}}$ ;  $k_T$  – коефіцієнт тепловіддачі;  $\lambda_T$  – коефіцієнт теплопровідності;  $\varepsilon$  – параметр шорсткості поверхні контакту.

Температуру стаціонарного нагрівання шинного контактного з'єднання (з урахуванням перевищення температури фактичної площини дотику над середньою температурою контакту) можна визначити із співвідношення [94]:

$$\begin{aligned} \theta_{кз} &= \theta_o + \theta_1 + \theta_2 + \theta_3 = \\ &= \theta_o + \frac{I^2 \rho_o}{k_{тш} \cdot S_{ш} \cdot F_{ш}} + \frac{I^2 \cdot R_{кз}}{2 \cdot \sqrt{k_T \cdot \lambda_{кд} \cdot S_{к} \cdot F_{ш}}} + \frac{I^2 \cdot R_{кз}^2}{8 \cdot \lambda_{кд} \cdot \rho_o} \end{aligned} \quad (4.11)$$

де  $\theta_o, \theta_1, \theta_2, \theta_3$  – температура, відповідно оточуючого середовища, шини, зони контакту та фактичної площини дотику;  $I$  – електричний струм навантаження;  $\rho_o$  – питомий електричний опір контакт-деталей;  $k_{тш}, k_T$  – коефіцієнт тепловіддачі шини і контакт-деталей;  $F_{ш}$  – площа поперечного перерізу шини;  $S_{ш}$  і  $S_{к}$  – бокові поверхні одиниці довжини шини і контактного з'єднання;  $\lambda_{кд}$  – коефіцієнт теплопровідності контакт-деталей;  $R_{кз}$  – електричний опір контактного з'єднання.

Особливості функціонального взаємозв'язку фізико-механічних параметрів контактного з'єднання можна дослідити на прикладі з'єднання алюмінієвих шин.

Вихідні дані: максимальний струм навантаження  $I = 400 \text{ А}$ ; дані перерізу контакт-деталей –  $\delta_{ш} = 0,004 \text{ м}$ ;  $b_{ш} = 0,04 \text{ м}$ ; довжина контактного з'єднання  $l = 0,04 \text{ м}$ ; діаметр болта  $d = 16 \text{ мм}$ ; питомий активний опір шин  $\rho_o = 3,5 \cdot 10^{-8} \text{ Ом/м}$ ; модуль пружності шини  $E_{ш} = 7 \cdot 10^4 \text{ МПа}$ ; мікротвердість шин  $H_o = 550$

МПа; температура оточуючого середовища  $\theta_0 = 25^\circ\text{C}$ ; середня довжина нерівностей профілю шин  $S_m = 2610^{-5}$  м; середнє арифметичне відхилення профілю шин  $R_{аш} = 3,710^{-6}$  м.

Математична модель перехідного опору контактного з'єднання (4.4) з урахуванням виразів (4.5) і (4.8) [101]:

$$R_{пер}(\theta, N) = \rho_o \cdot \left(1 + 0,0042 \cdot \theta + 3 \cdot 10^{-6} \cdot \theta^2\right) \cdot \pi \cdot S_m \times$$

$$H_o \cdot \frac{1 - \left(\frac{\theta}{640}\right)^{0.666}}{1 - \left(\frac{\theta_o}{640}\right)^{0.666}} \cdot \quad (4.12)$$

$$\times \left[0,1 - \frac{1}{6} \cdot \left(\frac{\pi}{4} - \frac{4 \cdot R_{аш}}{S_m \cdot 0,55 \cdot 10^{-3}}\right)\right] \cdot N$$

Опір контакт-деталей з'єднання:

$$R_{кд}(\theta) = 500 \cdot \frac{\rho_o \cdot \left(1 + 0,0042 \cdot \theta + 3 \cdot 10^{-6} \cdot \theta^2\right)}{\delta_{ш}} \quad (4.13)$$

Тоді електричний опір контактного з'єднання

$$R_{кз}(\theta, N) = R_{пер}(\theta, N) + R_{кд}(\theta) \quad (4.14)$$

Результати досліджень представлено на рис. 4.4 – 4.7. Характеристики, представлені на рис.4.4 побудовані за умови  $\theta = \text{const}$ .

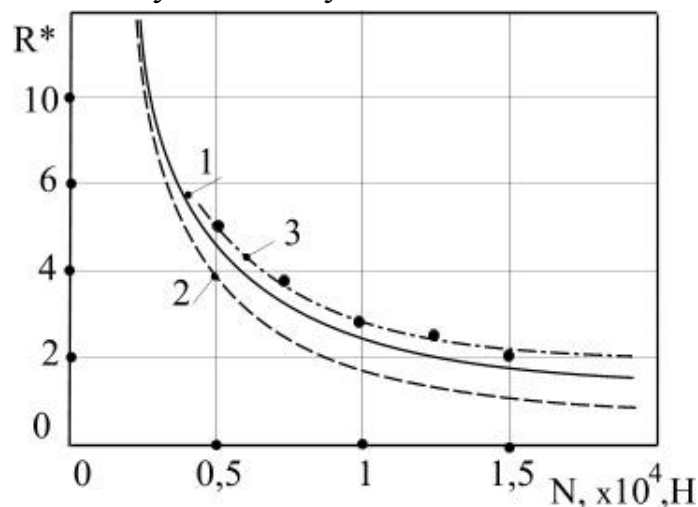


Рис.4.4. Залежність відношення опорів від сили контактного тиску:

1 –  $R_{кз}/R_{кд}$ ; 2 –  $R_{пер}/R_{кд}$ ; 3 –  $R_{кз}/R_{кд}$  (експериментальні дані)

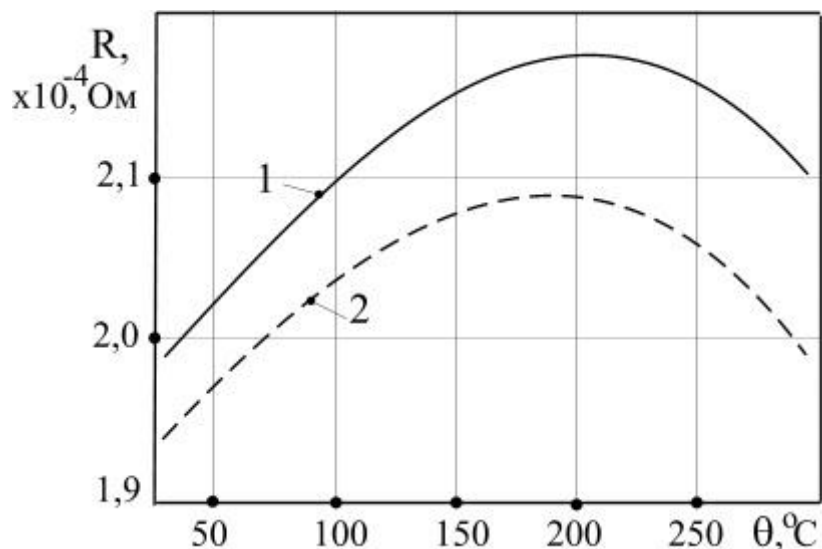


Рис.4.5. Залежність опору від температури (при  $N = 400$  Н):  
1 – перехідного ; 2 – контактного з'єднання

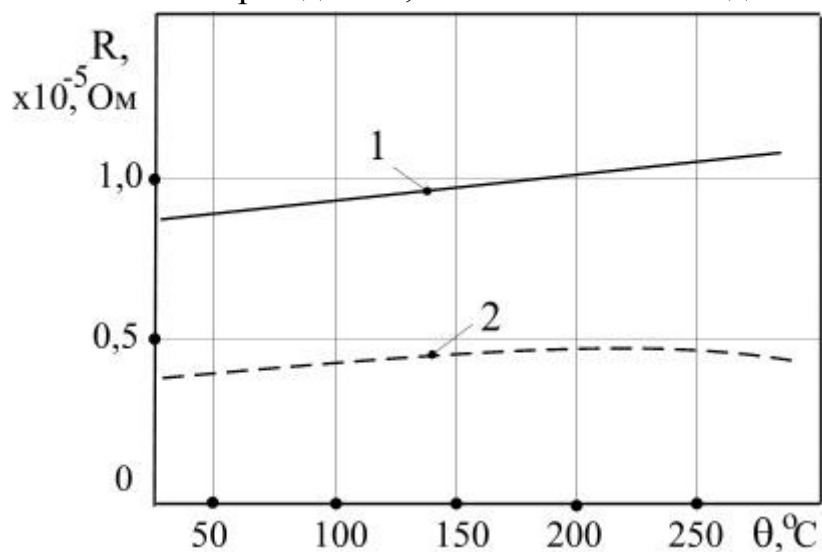


Рис.4.6. Залежність опору від температури (при  $N = 20\ 000$  Н): 1 –  
перехідного ; 2 – контактного з'єднання

Аналіз представлених результатів показує, що перехідний опір і опір контактного з'єднання починають наближатися до усталених значень при зусиллі стискання контактуючих поверхонь  $N \geq (5...10) \cdot 10^3$  Н або тиску  $P_{кз} > 5$  Н/мм<sup>2</sup> (див. рис.4.4 та 4.7).

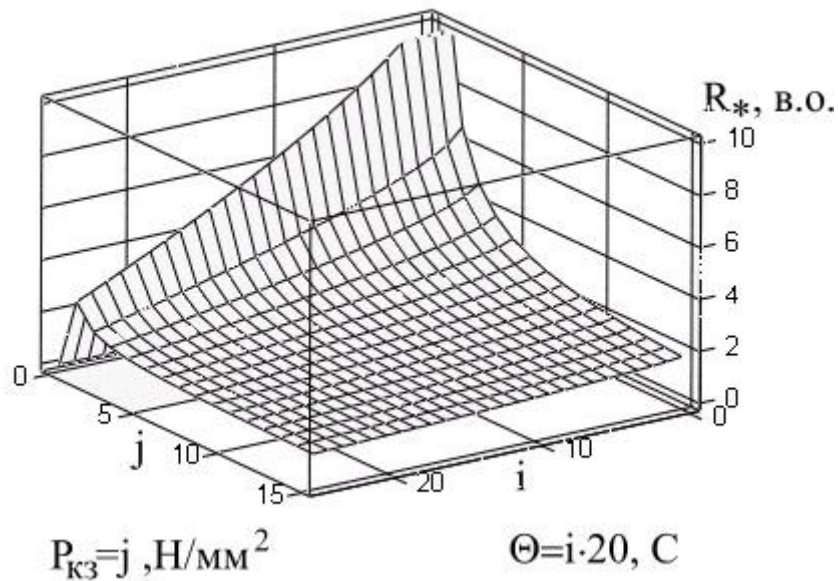


Рис.4.7. Залежність відносної величини опору контактної з'єднання від температури та контактної тиску

Досвід експлуатації контактних з'єднань показує, що протягом першого року експлуатації опір алюмінієвих контактних систем може збільшитись у 3–5 разів. Причинами зміни опору є зниження контактної тиску (за рахунок накопичення залишкових деформацій контакт-деталей та інших елементів з'єднання при нагріваннях струмами короткого замикання) та поява і ріст оксидних плівок.

Зміна температури контактної з'єднання по різному впливає на характеристики опорів  $R_{\text{ПЕР}}$  та  $R_{K3}$  при різних величинах контактної тиску (рис.4.5, 4.6). Зменшення опорів на межі температури  $\theta \geq 200^\circ\text{C}$  (див. рис.4.5) пояснюється характером зміни мікротвердості  $H_{\text{КД}}(\theta)$  алюмінію (відбувається розм'якшення та змінання мікрорівняння).

#### 4.1.3. Особливості тепломеханічних процесів при нагріванні розбірних контактних систем струмами короткого замикання

Розрізняють два режими роботи нероз'ємних контактних систем, пов'язаних з різним характером їх нагрівання: нагрівання при нормальному (усталеному) режимі струмового навантаження; нагрівання при коротких замиканнях.

Питання про нагрівання в нормальному режимі вирішується таким чином, щоб температура нагрівання контактної з'єднання не перевищувала температуру прилеглих частин шин або струмоведучих елементів апаратів.

Перевищення температури контактної з'єднання та шин можна записати наступними виразами [102]:

$$\Delta \theta_{кз} = \theta_{кз} - \theta_o = \frac{I^2 R_{кз}}{k_k F_k} ; \quad (4.15)$$

$$\Delta \theta_{ш} = \theta_{ш} - \theta_o = \frac{I^2 R_{ш}}{k_{ш} F_{ш}} , \quad (4.16)$$

де  $I$  – електричний струм навантаження;  $R_{кз}$ ,  $R_{ш}$  – опір рівних за довжиною ділянок контактної з'єднання та шини;  $k_k$ ,  $k_{ш}$  – сумарні коефіцієнти теплопровідності з поверхні контакту та шини;  $F_{кз}$ ,  $F_{ш}$  – повна площа поверхні контакту та рівної за довжиною ділянки шини.

За умови рівності перевищень температури та однакового матеріалу струмоведучих елементів контакту ( $k_k = k_{ш}$ ) можна записати рівність [102]:

$$\frac{R_{кз}}{R_{ш}} = \frac{F_{кз}}{F_{ш}} . \quad (4.17)$$

Для оптимального випадку відношення опорів з'єднання та шин повинно бути рівним відношенню їх теплопровідних поверхонь. Практично, як правило, ця умова не виконується через причин вибір довжини контактної з'єднання залежно від кількості болтів, що забезпечують необхідний тиск. Допускається невелике перевищення температури контакту над температурою шин (декілька градусів). Допустима температура контактів у нормальному режимі навантаження має значення (для різних типів з'єднань)  $+70...+120$  °С [88,99].

Постійні часу нагрівання шин та болтів значно менші інтервалів зміни електричного навантаження, тому можна вважати температури болтів та шин рівними. Нижче буде зазначено, що механічне напруження в з'єднанні у цьому випадку не буде виходити за межі допустимих значень деформації на зминання.

Випадок роботи контактних систем у режимі проходження струмів короткого замикання має ряд особливостей, які заслуговують досконалого вивчення з метою передбачення та зменшення негативної дії значних струмових навантажень. При короткому замиканні в болтах та контактуючих елементах виникають великі додаткові механічні напруги вслід неоднакового нагрівання, а також неоднакового температурного коефіцієнта розширення болтів і шин. Це призводить до появи залишкових деформацій у болтах та шинах, які при вистиганні контакту приводять до зменшення контактної тиску. У результаті зменшення тиску підвищуються перехідний опір та

нагрівання в нормальному режимі струмового навантаження. Подальшим розвитком процесу може бути теплове руйнування контакту.

Наближений аналіз механічної напруги, що виникає у з'єднанні при проходженні наскрізних струмів короткого замикання, можна виконати за наведеними нижче математичними виразами [102].

Збільшення товщини шин при нагріванні:

$$\Delta b = 2 \cdot \alpha \cdot b \cdot \theta_{\text{ш}}; \quad (4.18)$$

збільшення довжини болтів:

$$\Delta L = \alpha_1 \cdot L \cdot \theta_1; \quad (4.19)$$

збільшення товщини шайб:

$$\Delta b_1 = 2 \cdot \alpha_1 \cdot b_1 \cdot \theta_1, \quad (4.20)$$

де  $\alpha, \alpha_1$  – коефіцієнти лінійного розширення шин, болтів та шайб;  $b$  – товщина шин;  $b_1$  – товщина шайб;  $L$  – довжина болтів;  $\theta_{\text{ш}}$  – температура нагрівання шин;  $\theta_1$  – температура нагрівання болтів та шайб.

Найбільша механічна напруга у матеріалі болта та шин при нагріванні визначатиметься наступними виразами [102]:

$$\sigma_{\text{мб}} = \sigma_{\text{об}} + \frac{\alpha \theta_{\text{ш}} b - \alpha_1 \theta_1 (b + b_1)}{\frac{b + b_1}{E_2} + \left( \frac{b}{E} + \frac{b_1}{E_1} \right) \frac{F_2}{F_1}}; \quad (4.21)$$

$$\sigma_{\text{мш}} = \sigma_{\text{ош}} + \frac{\alpha \theta_{\text{ш}} b - \alpha_1 \theta_1 (b + b_1)}{\frac{F_1 (b + b_1)}{F_2 E_1} + \frac{b_1}{E_1} + \frac{b}{E}}; \quad (4.22)$$

де  $\sigma_{\text{об}}, \sigma_{\text{ош}}$  – початкові значення механічної напруги відповідно у матеріалі болта та шин;  $F_1, F_2$  – площа опорної поверхні відповідно шайби та поперечного перерізу болта;  $E, E_1, E_2$  – модуль пружності матеріалів відповідно шин, шайб та болтів.

На рис.4.8 наведено залежності перевищень механічної напруги ( $\Delta \sigma_{\text{мб}} = \sigma_{\text{мб}} - \sigma_{\text{об}}; \Delta \sigma_{\text{мш}} = \sigma_{\text{мш}} - \sigma_{\text{ош}}$ ) у матеріалі болта та шин від температури.

Розглядається приклад з'єднання алюмінієвих шин з вихідними даними: товщина шин  $b=0,008$  м, шайб  $b_1=0,002$  м; коефіцієнти температурного розширення шин  $\alpha=22,6 \cdot 10^{-6}$ , болта і шайб  $\alpha_1=11 \cdot 10^{-6}$ ; модуль пружності матеріалу шин  $E=0,71 \cdot 10^5$  МПа, болта і шайб  $E_1=1,1 \cdot 10^5$  МПа; площа опорної поверхні шайби  $F_1=5,8 \cdot 10^{-4}$  м<sup>2</sup> і поперечного перерізу болта  $F_2=2,3 \cdot 10^{-4}$  м<sup>2</sup>; початкові значення механічної напруги у болті  $\sigma_{об} = 70$  МПа, шинах  $\sigma_{ош} = 30$  МПа.

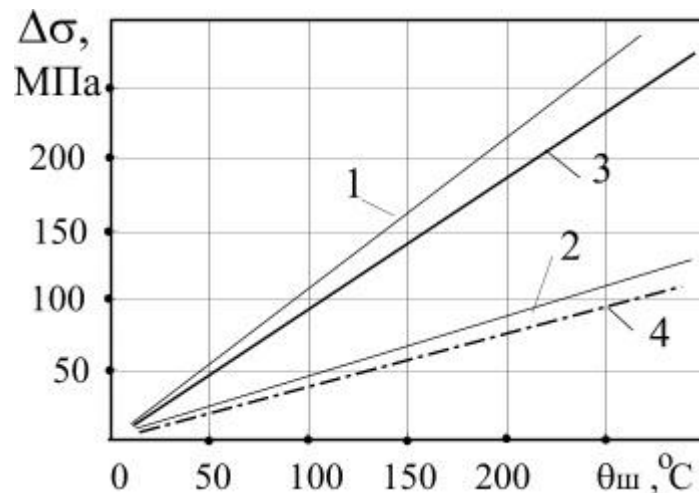


Рис.4.8. Залежність перевищення механічної напруги у контактному з'єднанні від температури:

1, 2 – відповідно в болтах і шинах (матеріал болтів – сталь); 3,4 – відповідно в болтах і шинах (матеріал болтів – бронза)

Із рис.4.8 видно, що перевищення механічної напруги при температурі шин  $+200\dots+250$  °C становить у матеріалі болта 220 – 270 МПа (поз. 1), шин – 80 – 110 МПа (поз. 2). При цьому межа допустимого перевищення механічної напруги для алюмінію становить 80 – 100 МПа (визначається міцністю на зминання). Співставлення фактичного та допустимого перевищень механічної напруги для алюмінієвих шин вказує на появу пластичної (залишкової) деформації у шинах.

#### 4.1.4. Аналіз принципів стабілізації контактної тиску в розбірних контактних системах

Одним з основних напрямків підвищення надійності контактних систем є застосування ефективних способів стабілізації контактної тиску, яка сприяють зменшенню темпу росту сторонніх плівок на поверхні контактів і підтримці перехідного опору на мінімальному рівні [103].

Для зменшення впливу плівок на контактний опір застосовуються різні гальванічні покриття і способи обробки поверхонь. Найбільш поширена герметизація швів активними змащеннями (вазелін, ЦИАТИМ–221 і т.д.).

Однак у процесі експлуатації змащення вигорають, при цьому спостерігається ріст сторонніх плівок і відповідне підвищення перехідного опору. Ріст сторонніх плівок прискорюється при ослабленні контактної сили. Встановлено, що основною причиною цього ослаблення є підвищена плинність алюмінію і різна деформація шин та стягуючих болтів під дією теплових процесів. Для стабілізації контактної сили застосовують різні пристрої [94].

Із [94,104,105] відомо застосування (як стабілізаторів контактної сили) наступних пристроїв:

а) болтів із кольорових сплавів (латунь, дюраль, АК4–1), в яких коефіцієнти лінійного розширення наближаються до коефіцієнта лінійного розширення алюмінієвих шин, завдяки чому зберігається сила контактної сили натискання (рис. 4.9, а);

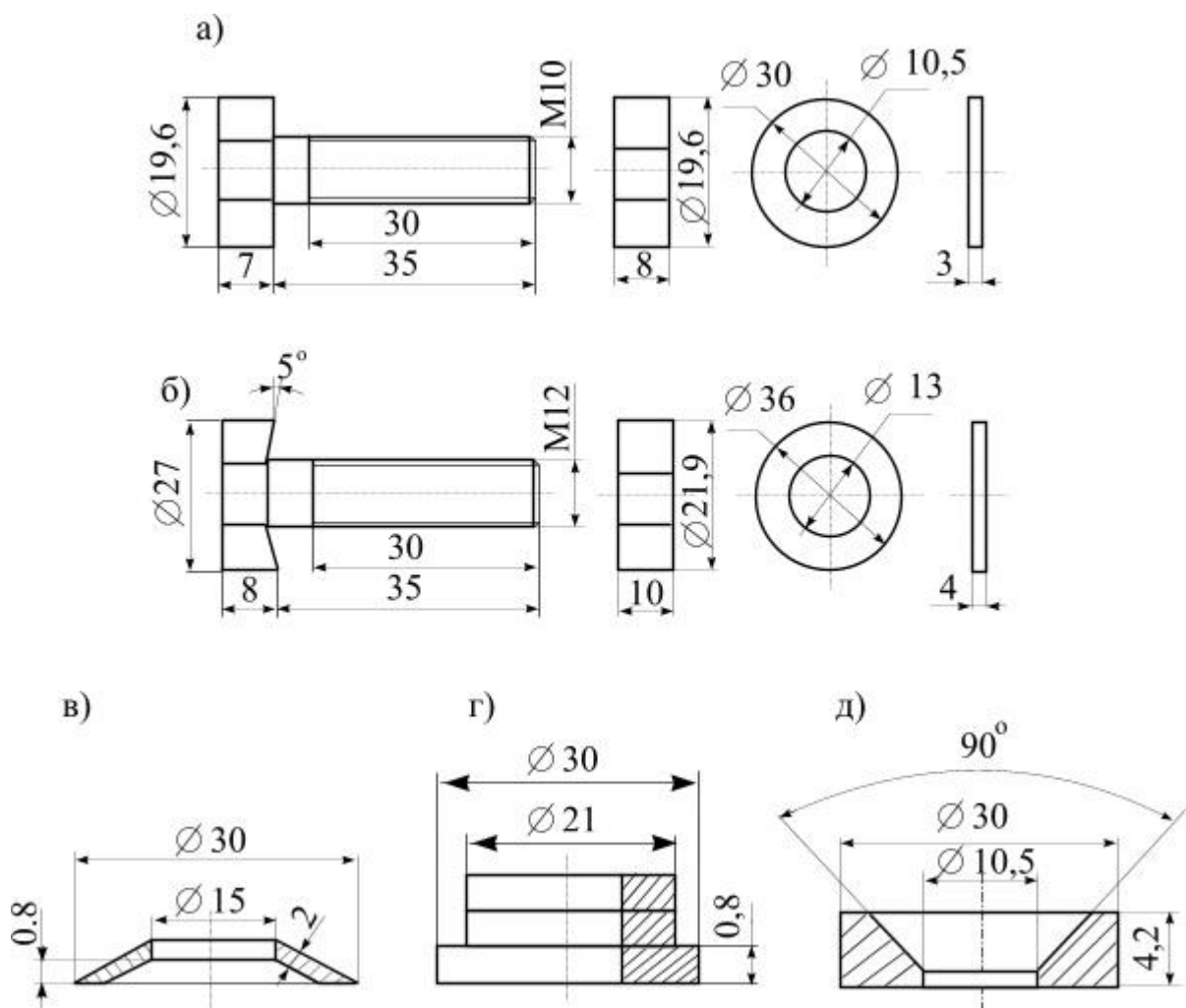


Рис.4.9. Пристрої для стабілізації тиску у розбірних контактних з'єднаннях:



а – болт М10 із алюмінієвого сплаву АК4-1 (Д16 або латунь Л-62) із збільшеною шайбою; б болт М12 з еластичною голівкою (кут  $5^\circ$ ) і збільшеною шайбою; в – сталевий тарілчаста пружина електротехнічного призначення за ГОСТ3057–90; г – пакет із сталевих шайб товщиною 7-8 мм; д – конічна пружиниста шайба за ГОСТ 3391–57

б) сталевих болтів з еластичною (низькою) голівкою зі скошеною притискною площиною (при такій конструкції болт виконує частково роль пружини, яка запобігає різким коливанням тиску при зміні температури контактних з'єднань (рис.4.9, б));

в) сталевих тарілчастих пружин електротехнічного призначення за ГОСТ 3057–90, що компенсують температурні розширення й утримують силу натискання на необхідному рівні (рис. 4.9, в);

г) пакетів зі сталевих шайб товщиною 7 – 8 мм, що подовжує стяжний болт, завдяки чому в деякій мірі знижуються тепломеханічні напруги в матеріалі шин (рис.4.9, г);

д) конічні пружинисті шайби за ГОСТ 3391–57.

На рис.4.8 позиції 3 та 4 відповідають залежностям механічної напруги у контактному з'єднанні від температури відповідно в болтах і шинах при застосуванні болтів із бронзи. Взаємне розташування позицій 1 і 3 та 2 і 4 вказує на незначне зменшення механічної напруги при застосуванні болтів із бронзи. Основним фактором, що робить даний спосіб малоефективним, є велика різниця температур шин та болтів (для режиму проходження струмів короткого замикання). Дослідні дані показують, що перевищення температури болтів складає приблизно 25% від перевищення температури шин [94,106].

Більш ефективним способом зменшення механічної напруги у контактах в режимі проходження струмів короткого замикання є застосування сталевих тарілчастих пружин відповідно до ГОСТ 3057–90 [104]. Деформаційна характеристика пружини в аналітичному вигляді відповідно до [104]:

$$F = \frac{4ES}{(1 - \mu^2)\gamma D_1^2} * [(S_M - S)(S_M - \frac{S}{2})h + h^3] \quad (4.23)$$

де  $F$  – сила пружини при деформуванні;  $E$  – модуль пружності;  $S$  – висота деформації пружини;  $S_M$  – максимальна висота деформації пружини;  $h$  –

товщина пружини;  $\mu$  – коефіцієнт Пуассона;  $D_1$  – зовнішній діаметр пружини (шайби);

$$\gamma = \frac{1}{\pi} \cdot \frac{6}{\ln A} \left[ \frac{A-1}{A} \right]^2 ; \quad (4.24)$$

$$A = D_1/D_2 , \quad (4.25)$$

де  $D_2$  – внутрішній діаметр пружини.

При застосуванні тарілчастої пружини деформація болта може бути визначена за виразом [102]:

$$\begin{aligned} \Delta L(\theta_{ш}) = & 2\alpha b \theta_{ш} - 2\alpha_1 \theta_1 K(b+b_1) - \\ & - 2F \frac{b}{F_1 E} - 2F \frac{b_1}{F_1 E_1} \end{aligned} \quad (4.26)$$

$$K = \theta_1/\theta_{ш}.$$

Зусилля контактного тиску для даного випадку буде визначатись за виразом (4.23) з урахуванням температурної та механічної деформації болта (4.26) [102]:

$$\begin{aligned} F(\theta_{ш}) = & \frac{4E[S+\Delta L(\theta_{ш})]}{(1-\mu^2)\gamma D_1^2} \{ [S_M - (S+\Delta L(\theta_{ш}))][S_M - \\ & - \frac{S+\Delta L(\theta_{ш})}{2}] h + h^3 \} \end{aligned} \quad (4.27)$$

При цьому механічна напруга:

$$\text{у шинах} - \sigma(\theta_{ш}) = F(\theta_{ш})/F_1; \text{ у болті} - \sigma(\theta_{ш}) = F(\theta_{ш})/F_2. \quad (4.28)$$

На рис.4.10 наведено графіки зміни зусилля натиснення (поз. 1) та залежність механічної напруги у шинах (поз. 2) від температури контактної з'єднання, обладнаного сталюю тарілчастою пружиною. Аналіз рис.4.10 показує, що зростання температури у контакті з тарілчастою сталюю шайбою при коротких замиканнях приводить до меншого зростання зусилля та механічної напруги порівняно з розглянутим вище випадком (див. рис.4.8), однак залишається достатньо високим – 28,5%. Дослідженнями [106] встановлено, що після 10–12 циклів проходження струму короткого замикання

зниження зусилля контактного натиснення досягає 30 – 50%, що призводить до значного зростання перехідного опору контакту та його температури. В аналогічному з'єднанні без сталеві тарілчастої пружини зниження зусилля досягало 50 – 70%.

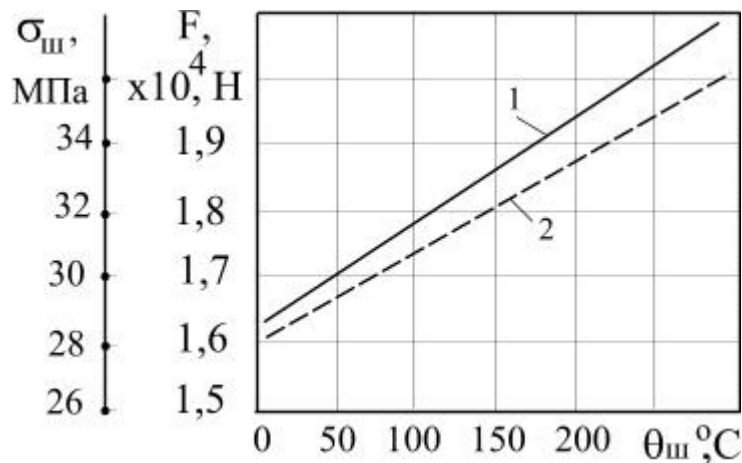


Рис.4.10. Залежність від температури:

1 – зусилля контактного тиску; 2 – механічної напруги у шинах контактної з'єднання, обладнаного тарілчастою сталеві пружиною відповідно до ГОСТ 3057–90

Наведені недоліки застосування сталеві тарілчастих пружин призвели до обмеженого їх застосування в електроустановках. Таким чином, стабілізація тиску у випадку застосування зазначених виробів є недостатньо ефективною.

Аналіз досліджень проблеми надійності контактів дав можливість зробити висновок про те, що стабілізація контактної тиску забезпечує стабілізацію опору стягування ліній струму  $R_C$  і тільки частково зменшує темп росту сторонніх плівок і, відповідно, опору плівок  $R_{пл}$ . Максимально уповільнити процес росту плівок і опору  $R_{пл}$  можна шляхом автоматичного регулювання контактної тиску залежно від температури контактної з'єднання.

Таким чином, для збільшення терміну експлуатації контактних з'єднань необхідно забезпечити стабілізацію контактної тиску (керуючим фактором повинна бути деформація елементів болтового з'єднання) і автоматичне регулювання тиску (керуючим фактором повинна бути температура контактної з'єднання).

#### 4.1.5. Динамічне управління тиском контактних систем з використанням ефектів пам'яті форми та надпружності

Для розв'язання поставленої задачі з урахуванням раніше відзначених вимог обґрунтовано вибір спеціальних матеріалів – сплавів, у яких проявляються ефекти термомеханічної пам'яті і надпружності, на основі яких можуть бути виготовлені конічні елементи (у термомеханічну пам'ять закладається форма тарілки) [31,33,35,107,108].

Основною характеристикою даного конічного елемента є термомеханічна характеристика - залежність зусилля (або механічної напруги), що розвивається елементом, від температури нагрівання (поз. 1, 2 і 3, 4 рис.4.11). Максимальне значення сили  $F_{\text{макс}}$  конічного елемента залежить від геометричних розмірів, термомеханічної напруги і величини вільного ходу відновлення форми тарілчастим елементом (див. рис.2.2).

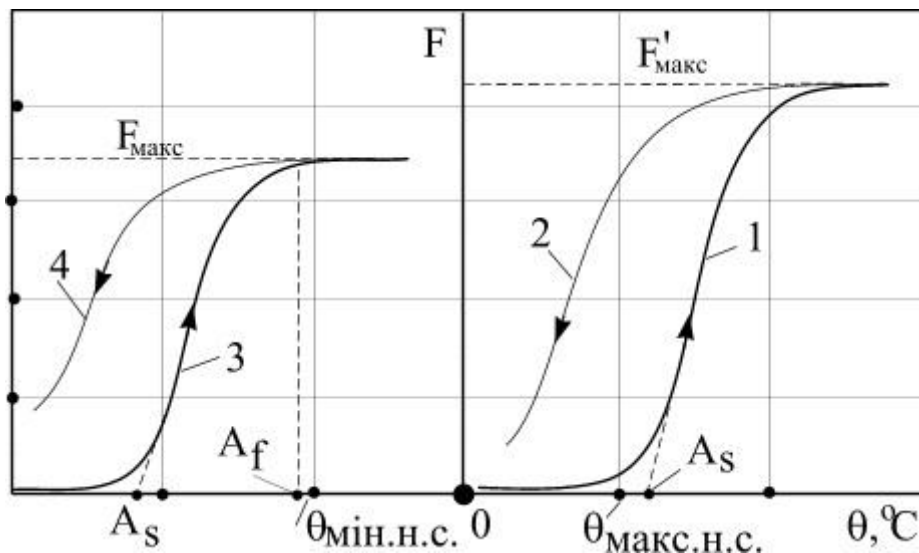


Рис.4.11. Термомеханічні характеристики конічних шайб із сплавів з ефектами пам'яті форми та надпружності

На основі рис.2.1 можна зробити висновок, що термочутливий елемент – конічна шайба [101,107] у розбірному контактному вузлі може управляти контактним тиском залежно від температури за умови  $0 < M < 100\%$ . Однак для контактних з'єднань розглянутого типу більш характерною є умова  $M \approx 0$  (болтове з'єднання затиснуте і вільний хід для відновлення конічної форми шайби визначається тільки деформаціями деталей контактної вузла). У цьому випадку конічна шайба не буде вносити додаткових суттєвих змін у механічний стан контакту. При зниженні основного контактної тиску і

збільшенні вільного ходу для відновлення форми, термочутливий елемент генеруватиме зусилля пропорційно зростанню температури.

Пошук ефективного розв'язання задачі управління контактним тиском привів до розгляду другого незвичайного ефекту, що виникає у групі сплавів з ЕПФ – ефекту надпружності [42,107]. Якщо конічну шайбу нагріти вище температурної точки  $A_f$ , а потім примусово деформувати (від конічної форми до плоскої), буде отримана деформаційна характеристика, наведена на рис.2.3, (див. розділ 2). На ділянці відносної деформації  $0... \varepsilon_{II}$  функціональна залежність зусилля і відносної деформації визначається законом Гука (дана шайба буде пружною аналогічно сталій шайбі, поз. 1 рис.2.3). У межах ділянки  $\varepsilon_{II}... \varepsilon_{III}$  проявляється ефект надпружності. Деформування конічного елемента в інтервалі  $\varepsilon_{II}... \varepsilon_{III}$  здійснюється при незначному зростанні зусилля (3 – 5%, поз. 2, рис.2.3). При зворотному напрямі деформації зміна залежності  $F(\varepsilon)$  здійснюється за кривою 3 (стрілками зазначені напрямки деформації). Таким чином, умовно можна вважати, що деформування конічного елемента у межах відносної деформації від  $\varepsilon_{II}$  до  $\varepsilon_{III}$  здійснюється при постійному зусиллі на рівні  $F_{\text{МАКС}}$ .

Для управління тиском контактного з'єднання необхідно обґрунтувати параметри конічних шайб [107]. При цьому потрібно визначити межі температурного режиму навколишнього середовища і контактного з'єднання:  $\theta_{\text{МІН.Н.С.}}$ ,  $\theta_{\text{МАКС.Н.С.}}$  – мінімальна і максимальна температура навколишнього середовища;  $\theta_{\text{МІН.К.З.}}$ ,  $\theta_{\text{МАКС.К.З.}}$  – мінімальна і максимальна температура контактного з'єднання. Наприклад, для зони північної частини України  $\theta_{\text{МІН.Н.С.}} = -40$  °С;  $\theta_{\text{МАКС.О.С.}} = +40$  °С;  $\theta_{\text{МІН.К.З.}} = -40$  °С;  $\theta_{\text{МАКС.К.З.}} = +200$  °С (при протіканні струмів короткого замикання).

У контактному з'єднанні під головкою болта і гайкою встановлюється дві конічні шайби (поз. 4 і 6, рис.4.12) з різними термомеханічними характеристиками, наприклад позиції 1 і 3, рис.4.11 [107].

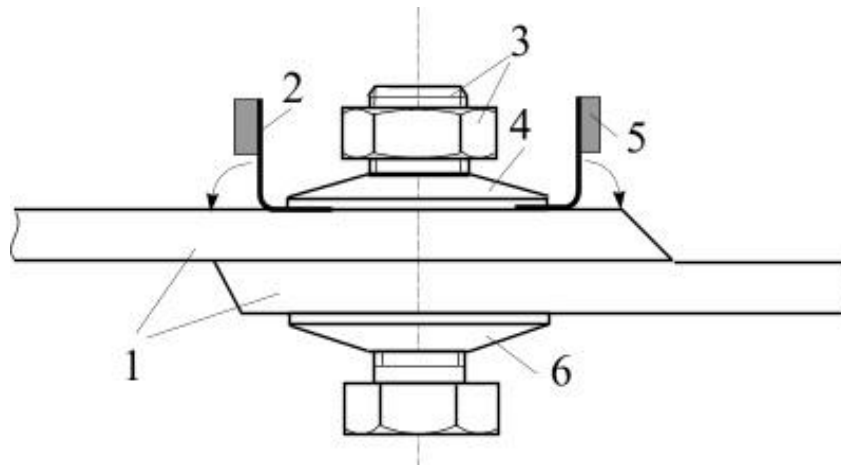


Рис.4.12. Загальний вигляд розбірного контактної з'єднання з пристроями контролю температури та управління тиском:

1 – електричні шини; 2, 5 – вказівники перегрівання, відповідно з ОЕПФ та ДПЕФ ; 3 – болтове з'єднання; 4 та 6 – тарілчасті шайби відповідно з  $A_F < \theta_{\text{мін.о.с.}}$  та  $A_S \geq \theta_{\text{макс.о.с.}}$ .

Селективність у роботі шайб забезпечується на основі наступних умов. В одній із цих шайб термомеханічне відновлення форми починається при температурі  $A_S \geq \theta_{\text{макс.н.с.}}$  (поз. 1, рис.4.11; відновлення форми шайби починається при температурі, яка є вищою від максимально можливої температури навколишнього середовища). В іншій шайбі відновлення форми закінчується при температурі, яка є нижчою від мінімально можливої температури навколишнього середовища  $A_F < \theta_{\text{мін.н.с.}}$  (див. рис.4.11, поз. 3). Максимальне зусилля останньої відповідає номінальному тиску у контактному з'єднанні.

При монтажі контактної з'єднання і затягуванні болтового кріплення відбувається пластична деформація шайби з  $A_S \geq \theta_{\text{макс.н.с.}}$  до плоскої форми. Подальше затягування гайки деформує шайбу з  $A_F < \theta_{\text{мін.н.с.}}$  відповідно до позицій 1 (пружна деформація) і 2 (надпружна деформація), рис.2.3. Оскільки максимальне зусилля шайби з  $A_F < \theta_{\text{мін.н.с.}}$  відповідає номінальному зусиллю затягування болтового з'єднання, спочатку виконується її деформація до плоскої форми ( $\epsilon = \epsilon_{\text{ГПР}}$ ), а потім відпускання до середини інтервалу  $\epsilon_{\text{ГПР}} - \epsilon_{\text{П}}$ .

У процесі експлуатації контактне з'єднання нагрівається струмами короткого замикання. Теплове розширення алюмінієвих шин деформуватиме шайбу з  $A_F < \theta_{\text{мін.н.с.}}$  на ділянці характеристики з надпружністю (поз. 2 при нагріванні, поз. 3 при охолодженні, рис.2.3). При цьому величина вільного ходу  $M$  шайби з  $A_S \geq \theta_{\text{макс.н.с.}}$  зменшиться, що виключить вплив цього елемента на величину механічної напруги у контактному з'єднанні. Таким чином,

механічні напруги, що виникають при нагріванні контакт-деталей з'єднання будуть компенсуватися деформуванням шайби з  $A_F < \theta_{\text{МІН.Н.С.}}$  при практично постійному контактному тиску.

З часом експлуатації збільшується товщина і площа плівок на контактуючих поверхнях, адекватно відбувається ріст перехідного опору і температури контактної з'єднання. При температурі контактної з'єднання  $\theta_{\text{К.З.}} > \theta_{\text{МАКС.Н.С.}}$  шайба з  $A_S \geq \theta_{\text{МАКС.Н.С.}}$  почне відновлювати форму тарілки, деформуючи першу шайбу до плоскої форми. Подальший ріст температури приведе до виконання умови  $F'_{\text{МАКС}} > F_{\text{МАКС}}$ . Автоматичне регулювання контактної тиску залежно від температури дасть можливість зменшити темп росту оксидних плівок, перехідного опору і температури контактної системи. При цьому перегрівання контактної з'єднання можна виявити з використанням вказівників перегрівання (поз. 2 і 5, рис.4.12).

Експериментальні дослідження підтвердили ефективність запропонованого технічного способу управління тиском розбірних контактних систем. Випробування проводилися на контактному з'єднанні алюмінієвих шин перетином 6x60 мм із болтовим з'єднанням М16. Після десяти циклів іспитів струмом короткого замикання 3 – 5 кА протягом 15 с зниження контактної тиску складало 3 – 5% (контроль контактної тиску здійснювався за зусиллям затягування болтового з'єднання з використанням тензодатчиків) [107].

#### 4.1.6. Моделювання електротеплових та електромеханічних процесів у розбірному контактному з'єднанні при наявності пристроїв управління тиском із сплаву з ЕПФ та ЕНП

Введення у контактну систему термочутливих елементів (наприклад, термочутливих шайб з ефектом пам'яті форми) змінює протікання електротеплових процесів.

Дослідження впливу контактної тиску та температури на параметри контактної з'єднання виконані на базі виразів математичних моделей перехідного опору, опору і температури контактної з'єднання.

Математичну модель термомеханічної характеристики шайби із сплаву з ефектом пам'яті форми для моделювання у програмованому середовищі "MathCad 2000.Pro" можна представити аналогічно рівнянням (3.28) – (3.30) з урахуванням доповнення рівняння кривої охолодження [101,109]:

$$\sigma_{\text{ТМ}}(\theta) = \text{if}[\theta \geq 90^{\circ}\text{C}, M_{\text{ТШ}}(\theta), K_{\text{ТШ}}(\theta)]; \quad (4.29)$$

$$K_{\text{ТМ}}(\theta) = A_1 \cdot \theta^4 \cdot L ;$$

$$\begin{aligned} M_{TM}(\theta) &= [(1 - e^{-A_2 \cdot \theta}) \cdot A_3 - A_4] \cdot L; \\ \sigma_{OTM}(\theta) &= [(1 - e^{-A_5 \cdot \theta}) \cdot A_6 + A_7] \cdot L, \end{aligned} \quad (4.30)$$

де  $\sigma_{TM}(\theta), \sigma_{OTM}(\theta)$  – залежність термомеханічної напруги від температури відповідно при нагріванні та охолодженні;  $A_1 - A_7, L$  – коефіцієнти, що враховують параметри термомеханічної характеристики і визначаються на основі експериментальних досліджень конічних шайб. Для ілюстрації прикладу:  $A_1 = 2.8 \cdot 10^{-5}; A_2 = 0.03; A_3 = 3.29 \cdot 10^4; A_4 = 2.89 \cdot 10^4; A_5 = 0.02; A_6 = 3; A_7 = 1; L = \text{Var}$ .

Для розбірного контактного з'єднання можна розглянути чотири варіанти стану, які характеризуються різним контактним тиском. Перший – контактний тиск дорівнює нулю (зірвана різьба або обслуговуючий персонал не виконав затягнув болтове з'єднання). Другий – контактний тиск більший від нуля, але менший від номінального (характерно для з'єднання через певний період експлуатації). Третій – контактний тиск дорівнює номінальному значенню або має незначне відхилення (на початковій стадії експлуатації з'єднання). Четвертий – контактний тиск більший від номінального значення (при проходженні через контактні з'єднання струму короткого замикання або помилки обслуговуючого персоналу при монтажі з'єднання).

Для першого варіанту стану контактного з'єднання максимальне зусилля, яке створюватиме конусний елемент при нагріванні, залежить від вільного ходу відновлення форми шайби (див.рис.2.2).

Ця властивість виробів із сплавів з ефектом пам'яті форми може бути врахована у математичних моделях поліномом виду [109]:

$$Y(M) = -B1 \cdot M^2 + B2 \cdot M + B3, \quad (4.31)$$

де  $B1=4, B2=4, B3=0$  – коефіцієнти;  $M$  – відстань вільного ходу відновлення форми термочутливої шайби, в.о.

З урахуванням (4.31) термомеханічне зусилля, яке розвиває конічний елемент при нагріванні, можна обчислити за виразом:

$$F_{TШ}(\theta, M) = \sigma_{TM}(\theta) \cdot (-B1 \cdot M^2 + B2 \cdot M + B3) \cdot \pi \cdot D \cdot h, \quad (4.32)$$

де  $D$  – зовнішній діаметр конічної шайби;  $h$  – товщина шайби.



У першому варіанті стану контактного з'єднання є вільний хід для відновлення форми шайби. Виконавши заміну у відповідних рівняннях

$$N \Leftrightarrow F_{\text{тш}}(\theta, M), \quad (4.33)$$

отримуємо можливість дослідження впливу термочутливої шайби із сплаву з ефектом пам'яті форми на тиск, електричний опір і температуру нагрівання контактного з'єднання.

Математична модель перехідного опору контакту у цьому випадку матиме наступний вигляд:

$$R_{\text{пер}}(\theta, M) = \rho_o \cdot (1 + 0,0042 \cdot \theta + 3 \cdot 10^{-6} \cdot \theta^2) \cdot \pi \cdot S_m \times \\ \times \frac{H_{\text{кд}}(\theta) \cdot 10^2}{\left[ 0,1 - \frac{1}{6} \cdot \left( \frac{\pi}{4} - \frac{4 \cdot R_{\text{аш}}}{S_m \cdot 0,55 \cdot 10^{-3}} \right) \right]} \cdot F_{\text{тш}}(\theta, M) \quad (4.34)$$

На рис.4.13 представлені розрахункові залежності  $R_{\text{кз}} = f(\theta, M = 50\%)$  (крива 1) і  $R_{\text{пер}} = f(\theta, M = 50\%)$  (крива 2) та експериментальні дані вимірювань перехідного опору контактного з'єднання з конічною шайбою із сплаву з ЕПФ (крива 3). Максимальне відхилення даних експериментальних та розрахункових вимірювань складало до 8%.

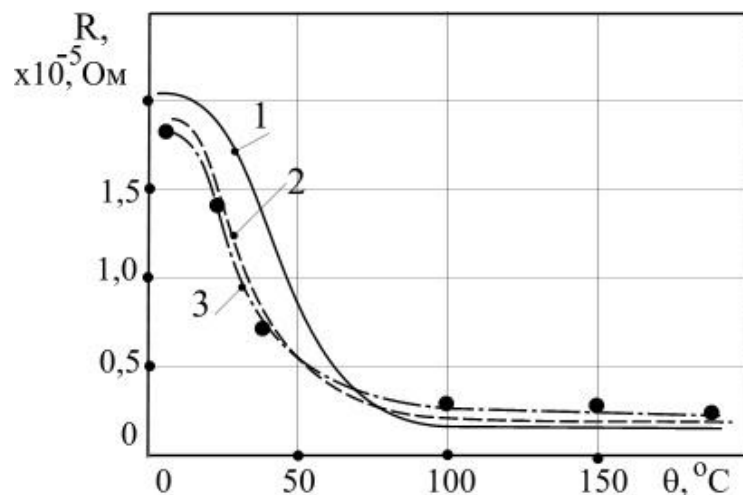


Рис.4.13. Залежність опорів контакту від температури при наявності конічної шайби із сплаву з ЕПФ:

1 – контактного з'єднання; 2 – перехідного опору; 3 – перехідного опору (експериментальні дані [101])

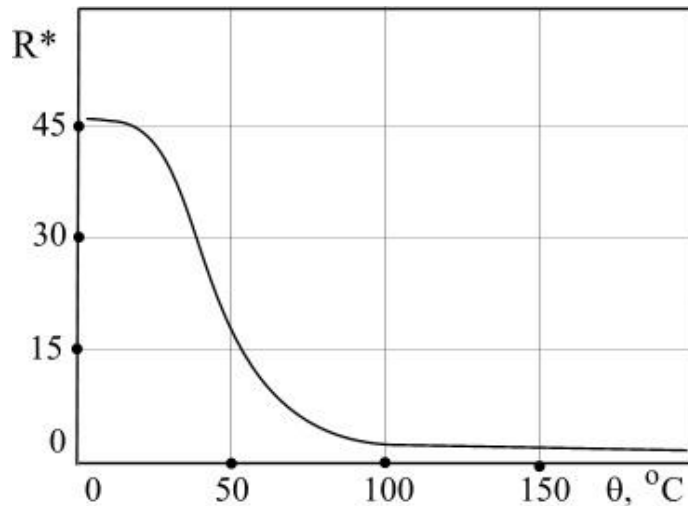


Рис.4.14. Залежність відношення опорів контактної з'єднання та контакт-деталей від температури

На рис.4.14. зображено графік залежності відношення опорів контактної з'єднання і контакт-деталей від температури.

Аналіз співвідношення залежностей на рис.4.5 та 4.13, рис.4.14 показує, що конічна шайба із сплаву з ЕПФ виконує функцію зниження перехідного опору шляхом перетворення частини потоку теплової енергії в механічну роботу (генерування тиску у контакті).

У свою чергу, зміна перехідного опору впливає на температуру контактної з'єднання. Математична модель температури контактної з'єднання для даного випадку застосування конічної шайби із сплаву з ЕПФ матиме наступний вигляд [26]:

$$\theta_{кз}(\theta, M) = \theta_0 + \frac{I^2 \cdot \rho_{ш}(\theta)}{k_{тш} \cdot S_m \cdot F_{ш}} + \frac{I^2 \cdot R_{кз}(\theta, M)}{2 \sqrt{\frac{k_T \cdot \lambda_{кд}(\theta) \cdot S_K \cdot F_{ш}}{1 \cdot 10^3}}} + \frac{I^2 \cdot R_{кз}^2(\theta, M)}{8 \cdot \lambda_{кд}(\theta) \cdot \rho_{кд}(\theta)} \quad (4.35)$$

Для другого стану контактної з'єднання, який характеризується умовою

$$0 < N < N_H,$$

де  $N_H$  – номінальний контактний тиск у контакті, вільний хід відновлення форми термочутливої шайби існує тільки за рахунок пружної деформації контакт деталей та болтового кріплення. Для даного випадку характерною властивістю є непряма залежність термомеханічної характеристики термочутливої шайби від тиску у контактному з'єднанні. При більших значеннях тиску зменшується запас пружної деформації контакт-деталей і можливість відновлювати форму конічному елементу.

Дана властивість може бути врахована у математичних моделях наступним чином:

$$F_{\text{ТШ}}(\theta, N) = F_{\text{ТШ}}^{\text{макс}} - a(\theta) \cdot N, \quad (4.36)$$

де  $F_{\text{ТШ}}^{\text{макс}}$  – максимальне зусилля конічної шайби при умові  $N = 0$ ;  $a(\theta)$  – параметр, що вносить поправку до термомеханічної характеристики при температурі  $\theta$  та умові  $N \neq 0$ , де:

$$a(\theta) = n \cdot \theta^2 - k, \quad (4.37)$$

де  $k$ ,  $n$  – коефіцієнти, що визначаються на основі даних термомеханічних характеристик термочутливих шайб (див. приклад).

Для отримання кількісних характеристик можна розглянути приклад для шайби з типорозміром М16 (зовнішній діаметр  $D=32$  мм, товщина  $h = 3,5$  мм). Термомеханічні характеристики даного елемента представлено на рис.4.15. Розміщення точок  $a_1, v_1, c_1$ , та  $a_2, v_2, c_2$  вказує на розглянуту вище залежність. Відповідно для зазначених точок отримано  $k = 1.6448$ ,  $n = 2,045 \cdot 10^{-4}$ , при умові  $\sigma_{\text{ТМ}} = 4,5 \cdot 10^8$  МПа.

Вираз зусилля конічного елемента у даному випадку матиме вигляд:

$$F_{\text{ТШ}}(\theta, N) = \sigma_{\text{ТМ}}(\theta) \cdot \pi \cdot D \cdot h - (n \cdot \theta^2 - k) \cdot N. \quad (4.38)$$

Для обчислення величини контактного тиску у даному випадку можна також скористатись виразом (4.63):

$$F_{\text{ТШ}}(\theta, \varepsilon) = \frac{\sigma_{\text{ТМ}}(\theta) \cdot \pi \cdot (D^2 - d^2) \cdot \ln(1 + \varepsilon) \cdot h}{4 \cdot \sqrt{\left(0,75 \cdot \varepsilon \cdot D + \frac{D-d}{2}\right)^2 - \left(\frac{D-d}{2}\right)^2}}. \quad (4.39)$$

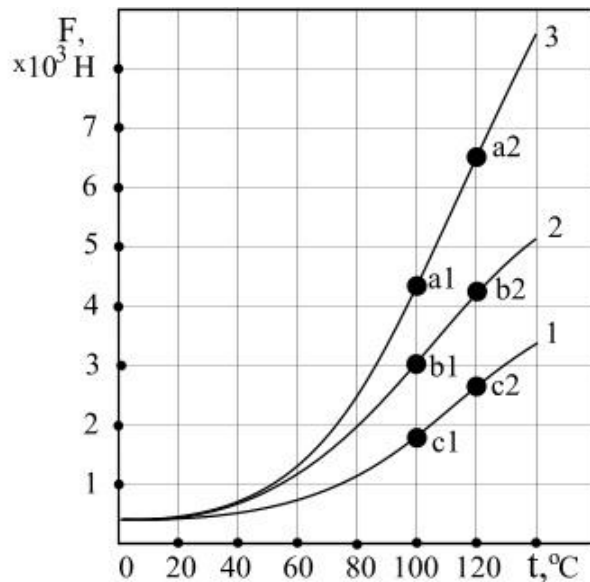


Рис.4.15. Термомеханічні характеристики шайб із сплаву з ЕПФ (М16,  $h = 3,5$  мм) при:

1 –  $N = 4000$  Н; 2 –  $N = 2000$  Н; 3 –  $N = 40$  Н

На рис.4.16. наведено залежність відношення перехідного опору і опору контактного з'єднання від температури та відносної деформації шайби з ефектом пам'яті форми.

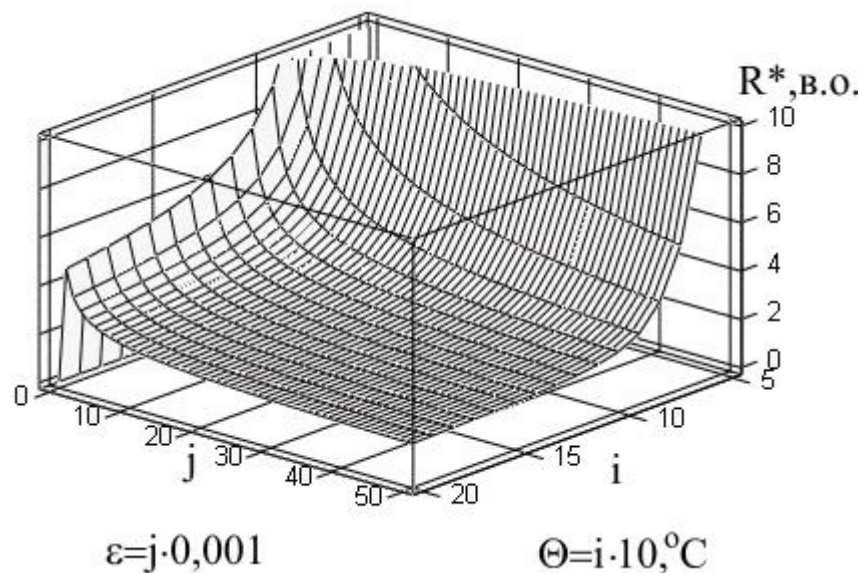


Рис.4.16. Залежність відносного опору контактної з'єднання від температури та відносної деформації шайби із сплаву з ЕПФ

На основі отриманих залежностей можна зробити висновок, що кінцева шайба із сплаву з ефектом пам'яті форми дає можливість керувати контактним тиском з'єднання залежно від температури.

Для третього і четвертого варіантів стану контактного з'єднання (з характерною умовою  $N \geq N_{\text{НОМ}}$ ) ефективним технічним розв'язанням задачі стабілізації контактної тиску буде застосування тарілчастих шайб, виготовлених на основі сплавів з ефектом надпружності [107].

Математична модель деформаційної характеристики шайби з ЕНП для аналізу у програмованому середовищі «MathCad 2000.Pro» матиме наступний вигляд:

$$\sigma_{\text{ТМ}}(\varepsilon) = \text{if}[\varepsilon \geq P, \sigma_1(\varepsilon), \sigma_2(\varepsilon)]; \quad (4.40)$$

$$\sigma_1(\varepsilon) = A_1 \cdot \varepsilon; \quad (4.41)$$

$$\sigma_2(\varepsilon) = (1 - e^{-\varepsilon \cdot A_2}) \cdot A_3 + A_4. \quad (4.42)$$

На рис.4.17 представлено графік залежності механічної напруги у болті (поз. 1) та шинах (поз. 2) від величини деформації  $\varepsilon$  шайби з ЕНП.

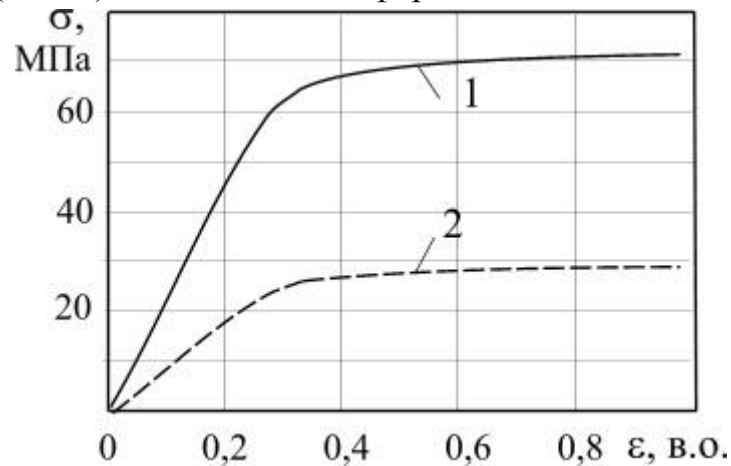


Рис.4.17. Залежність механічної напруги від рівня деформації шайби із сплаву з ЕНП:

1 – у болтах; 2 – шинах

Аналіз механічної напруги у контактному з'єднанні для випадку застосування шайби з ЕНП у режимі нагрівання струмами короткого замикання можна виконати за допомогою формули (4.42) з урахуванням виразу деформації болта (4.26) (при умові, що початкова деформація шайби здійснена до межі  $\varepsilon \approx 0,6$ , див. рис.4.18) [103]:

$$\sigma(\theta) = \left\{ 1 - e^{-\left[ \varepsilon_{\text{П}} + \frac{\varepsilon_{\text{ЕНП}}}{2} + \frac{\Delta L(\theta)}{2(b+b_1)} \right] \cdot A_2} \right\} \cdot A_3 + A_4. \quad (4.43)$$

Результати розрахунків показані на рис.4.18. Зіставлення результатів розрахунків на рис.4.8, рис.4.10 та рис.4.18 показує, що шайба з ЕНП ефективно виконує стабілізацію контактного тиску у разі швидкого нагрівання контактної з'єднання струмами короткого замикання.

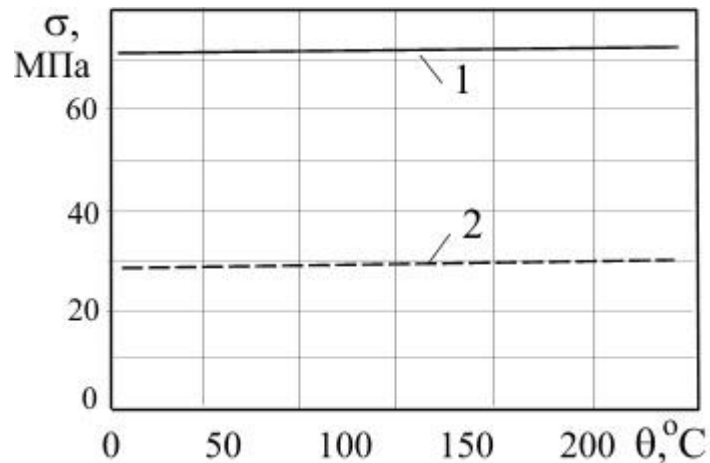


Рис.4.18. Залежність механічної напруги від температури контактної з'єднання, обладнаного шайбою із сплаву з ЕНП:

1 – у болтах; 2 – у шинах

Аналогічні результати можна отримати, використавши рівняння термомеханічного зусилля (див. (4.63), розд. 4.1.8):

$$F_{ТШ}(\varepsilon) = \frac{\sigma_{ТМ} \cdot \pi \cdot (D^2 - d^2) \cdot \ln(1 + \varepsilon) \cdot h}{4 \cdot \sqrt{\left(0,75 \cdot \varepsilon \cdot D + \frac{D-d}{2}\right)^2 - \left(\frac{D-d}{2}\right)^2}}. \quad (4.44)$$

З урахуванням (4.44) можна побудувати тримірну залежність відносного опору контактної з'єднання від температури та відносної деформації рис.4.19. Із даного рисунка видно, що при наявності конічної шайби із сплаву з ЕНП у контактному з'єднанні та значних змінах температури і деформації відносне значення опору контактної з'єднання залишається практично постійним.

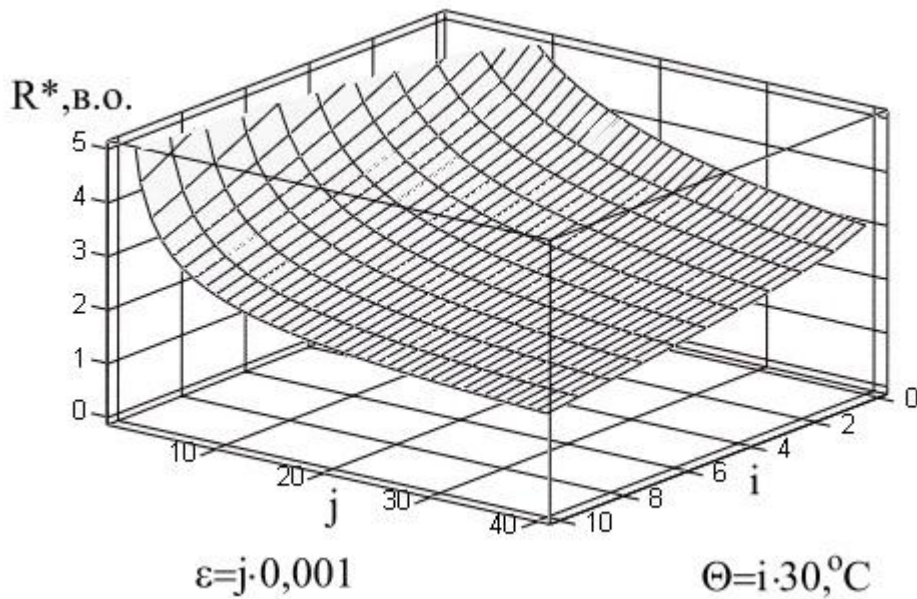


Рис.4.19. Залежність відносного опору контактного з'єднання від температури та відносної деформації шайби із сплаву з ЕНП

Отже, наявність у розбірному контактному з'єднанні двох конічних елементів з ефектом пам'яті форми та надпружності забезпечує автоматичне керування температурним режимом контакту (виконуючи автоматичне регулювання тиску залежно від температури) та стабілізацію тиску (при теплових деформаціях контакт-деталей). Наявність двох конічних шайб підвищує надійність контактних систем та подовжує період їх нормальної експлуатації.

#### 4.1.7. Аналіз електротеплових процесів у розбірних контактних системах з урахуванням росту оксидних плівок

Термін служби контактних з'єднань у значній мірі залежить від процесу зростання плівок на поверхні контактів та визначається періодом знаходження параметрів електротеплових режимів у допустимих зонах.

Для розв'язання задачі пошуку оптимального періоду служби контактів використовується явище дифузії. У дослідженнях [94] рекомендується розглядати модель контакту, представлену на рис.4.20. Для наведеної моделі контакту перехідний опір може бути визначений за виразом [94]:

$$\frac{R_{\text{пер}}(t)}{R_{\text{пер}}(0)} = \frac{a_0}{a_0 - x(t)}, \quad (4.45)$$

де  $R_{\text{пер}}(t)$  – перехідний опір у момент часу  $t$ ;  $R_{\text{пер}}(0)$  – перехідний опір у момент часу  $t = 0$  (після окислення);  $a_0$  – радіус металевої плями дотику у момент часу  $t = 0$ ;  $x(t)$  – глибина дифузійного проникнення плівки у зону металевої плями дотику через час  $t$ .

У математичному виразі (4.45) враховано такі припущення: сила контактного тиску  $N = \text{const}$ ; електричний струм через контактну систему не проходить; контактна поверхня має однорідні характеристики по всій поверхні контакту; плівка росте в наслідок дифузії тільки в радіальному напрямку.

Однак стан контактних з'єднань у значній мірі визначається зусиллям контактного тиску  $N$ , яке визначає площу плями дотику і впливає на швидкість дифузії, збільшуючи бар'єр енергії активації.

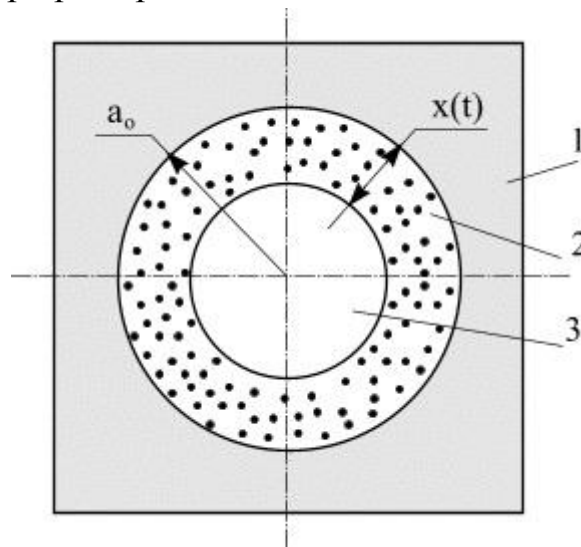


Рис.4.20. Модель електричного контакту з оксидною плівкою:

1 – область окисленої поверхні; 2 – область проникнення плівки внаслідок дифузії; 3 – металева пляма дотику

Необхідно відмітити, що при протіканні електричного струму відбуваються зміни фізичних параметрів металу контактів. Зростання температури змінює питомий опір, теплоємність, мікротвердість та інші показники матеріалу контактів. Температура контактного з'єднання зростає при збільшенні перехідного опору, який, у свою чергу, зростає при збільшенні товщини оксидної плівки.

З урахуванням цих доповнень вираз (4.45) рекомендується записувати у такому вигляді [94]:



$$\frac{R_{\text{пер}}(t)}{R_{\text{пер}}(0)} = \frac{1}{1 - \frac{\sqrt{2 \cdot D_0 \cdot t \cdot \exp\left(-\frac{U}{K \cdot \theta}\right) \cdot \exp\left(-\frac{U}{K \cdot \theta}\right)}{a_0(N)}}, \quad (4.46)$$

де  $D_0$  – коефіцієнт дифузії;  $K$  – газова постійна;  $U$  – енергія активації.

Рівняння (4.46) є трансцендентним і, відповідно, його рішення в раціональних функціях неможливе. Наближене рішення можна отримати з використанням методу ітерацій.

Для дослідження кількісної характеристики та меж зміни відношення опорів необхідно вираз (4.46) записати у вигляді [102]:

$$\frac{R_{\text{пер}}(t)}{R_{\text{пер}}(0)} = \frac{1}{1 - 12 \cdot 10^{10} \cdot \sqrt{2} \frac{\sqrt{D_0 \cdot t \cdot \exp\left(-\frac{U}{K \cdot \theta}\right) \cdot \exp\left(-\frac{U}{K \cdot \theta}\right)}{N} \pi \cdot S_m t_m \cdot H_{\text{кд}}}, \quad (4.47)$$

де  $H_{\text{кд}}$  – мікротвердість матеріалу контактів;  $S_m$ ,  $t_m$  – середні довжина та шаг нерівностей профілю поверхні контактів.

На рис.4.21 наведено приклад залежностей відношення опорів за виразом (4.47) при різних значеннях зусилля контактного тиску для з'єднання алюмінієвих шин. Вихідні дані:  $U=0,5 \cdot 10^{-19}$  Дж;  $D_0=10^{-4}$  м/с;  $K=1,33 \cdot 10^{-23}$  Дж/К (вихідні дані контактного з'єднання відповідають попередньому прикладу).

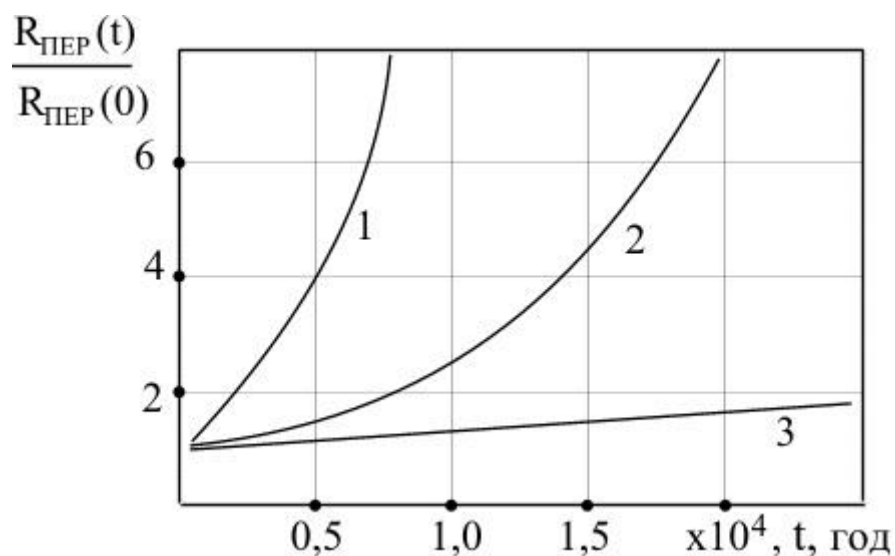


Рис.4.21. Відносний приріст перехідного опору контакту у часі при:

1 –  $N = 3000$  Н; 2 –  $N = 5000$  Н; 3 –  $N = 10000$  Н

Математична модель абсолютної величини перехідного опору з урахуванням росту плівок та залежності складових від температури має вигляд [102]:

$$R_{\text{пер}}(t, \theta) = 1,25 \cdot 10^{-4} \cdot \rho_{\text{кд}}(\theta) \cdot \pi \cdot S_m \times \quad (4.48)$$

$$\times \left[ \frac{H_{\text{кд}}(\theta)}{1 - 12 \cdot 10^{10} \cdot \sqrt{2} \cdot \frac{\sqrt{D_0 \cdot t \cdot \exp\left(\frac{-U}{K \cdot \theta}\right) \cdot \exp\left(\frac{-U}{K \cdot \theta}\right)}}{F_{\text{тш}}(\theta)} \cdot \pi \cdot S_m \cdot t_m \cdot H_{\text{кд}}(\theta)} \right] \cdot \lambda \cdot F_{\text{тш}}(\theta)$$

У математичній моделі (4.48) температура контактного з'єднання визначається за виразом (4.35), а термомеханічна характеристика конічної шайби із сплаву з ЕПФ за рівнянням (4.38).

На рис.4.22 і 4.23 наведено результати ітераційного розрахунку залежностей відповідно:  $\theta_{\text{кз}}(t)$  – температури контактного з'єднання від часу;  $R_{\text{пер}}(t)/R_{\text{пер}}(0)$  – відносного перехідного опору від часу при різних термомеханічних характеристиках термочутливих шайб.

На рис.4.22 (поз. 1) темп росту температури відповідає основному тиску  $N=3000$  Н (контактна система без шайби). Інші позиції відповідають контактним системам, обладнаним конічними шайбами з різними термомеханічними характеристиками. Застосування конічних елементів з більшим максимальним зусиллям  $F_{\text{тш}}^{\text{макс}}$  приводить до зменшення темпів зростання у часі перехідного опору і температури контакту. При цьому видно, що використання конічного термочутливого елемента з  $F_{\text{тш}}^{\text{макс}} > 10000$ Н (контактний тиск  $P > 7$  Н/мм<sup>2</sup>) суттєво впливає на темп зростання плівок та зміну температурного режиму контактного з'єднання у часі.

Математична модель відносного перехідного опору (4.45) для випадку застосування у розбірному контакті конічних шайб із сплавів з ефектами пам'яті форми та надпружності має вигляд:

$$R_{\text{пер}}(t, \theta, \varepsilon) / R_{\text{пер}}(0) = a_0 [F_{\text{ЕПФ}}(\varepsilon)] / \{a_0 [F_{\text{ЕПФ}}(\varepsilon)] - x[t, F_{\text{ЕПФ}}(\theta)]\} .$$

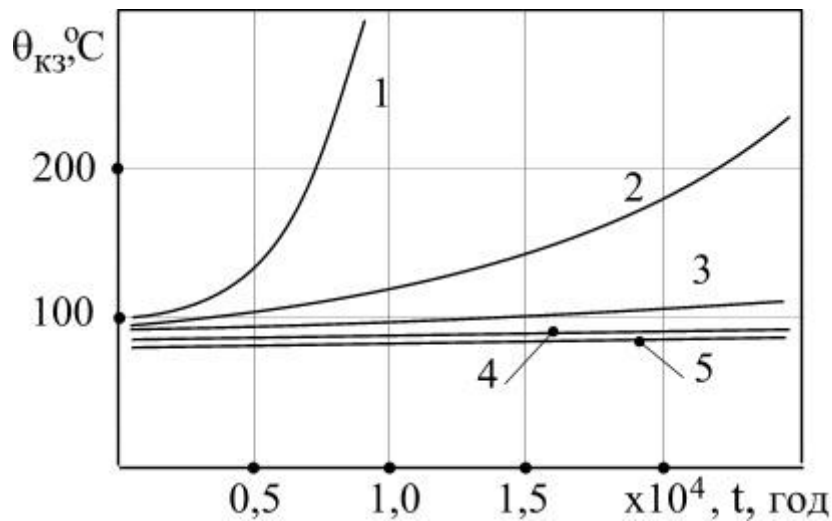


Рис.4.22. Зміна температури розбірного контактного з'єднання у часі:  
 1 – без конічної шайби з ЕПФ; 2,3,4 та 5 – при наявності шайби з різними термомеханічними характеристиками

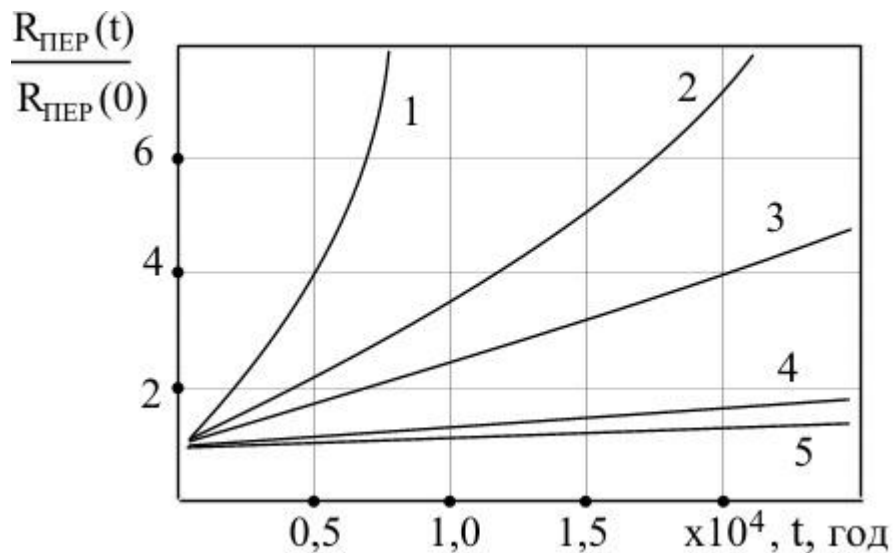


Рис.4.23. Зміна відносного перехідного опору контактної з'єднання у часі при наявності шайб з різними термомеханічними характеристиками:

1 –  $F_{\text{ТШ}}^{\text{макс}} = 3000 \text{ Н}$ ; 2 –  $F_{\text{ТШ}}^{\text{макс}} = 4000 \text{ Н}$ ; 3 –  $F_{\text{ТШ}}^{\text{макс}} = 6000 \text{ Н}$ ; 4 –  $F_{\text{ТШ}}^{\text{макс}} = 10000 \text{ Н}$ ; 5 –  $F_{\text{ТШ}}^{\text{макс}} = 12000 \text{ Н}$

#### 4.1.8. Моделювання параметрів та характеристик пристроїв управління тиском розбірних контактів

Використання сплавів з властивостями ЕПФ або надпружності для елементів виконавчих пристроїв є перспективним, але розробка таких пристроїв виконується, як правило, без попередніх енергетичних та оптимізаційних

розрахунків. Це, у свою чергу, вимагає проведення значної експериментальної роботи з доробки пристроїв.

Простий енергетичний розрахунок конусних приводних елементів запропоновано в [37]. Корисна робота механізму з робочими елементами із сплаву з ЕПФ визначається за виразом :

$$W = K_H \cdot K_D \cdot K_V \cdot V \cdot W_{TM}, \quad (4.49)$$

де  $K_H$  – коефіцієнт навантаження ( $K_H=1,0$  при постійному навантаженні і  $0,5$  – при лінійному зростанні навантаження під час нагрівання);  $K_D$  – коефіцієнт виду деформації (для розтягування та стиснення  $K_D = 1$ , для згинання стержнів та пластин  $K_D = 0,5$ );  $K_V$  – коефіцієнт використання об'єму (визначається із співвідношення об'єму робочих частин виконавчого механізму і всього об'єму пристрою);  $V$  – загальний об'єм пристрою;  $W_{TM}$  – питома термомеханічна робота матеріалу з ЕПФ (вибирається за термомеханічними діаграмами для конкретних сплавів).

Робота, яка виконується силовим елементом приводу із сплаву з ЕПФ за методикою [3], визначається із співвідношення:

$$W = \sigma_{TM} \cdot V \cdot \ln(1 + \varepsilon), \quad (4.50)$$

або

$$W = \Delta Q \frac{\Delta \theta_0}{\theta_0} \frac{\ln(1 + \varepsilon)}{\varepsilon}, \quad (4.51)$$

де  $\sigma_{TM}$  – термомеханічна напруга, що генерується матеріалом з ЕПФ при відновлюванні форми;  $V$  і  $\varepsilon$  – відповідно об'єм та відносна лінійна деформація силового елемента;  $\Delta Q$  – прихована теплота мартенситного перетворення;  $\theta_0$ ,  $\Delta \theta_0$  – відповідно температура термодинамічної рівноваги та її зміщення, викликане зовнішнім навантаженням.

Кут  $\alpha$  між площиною основи конусного елемента та твірною розраховується із забезпечення деформації, що не перевищує  $\varepsilon_{BH} \%$  для внутрішнього і  $\varepsilon_{ZH} \%$  для зовнішнього діаметрів (рис.4.24). Абсолютні величини деформації по внутрішньому та зовнішньому діаметрах:

$$\Delta_{BH} = \varepsilon_{BH} \cdot \frac{\alpha}{2 \cdot 100}; \quad (4.52)$$

$$\Delta_{ZH} = \varepsilon_{ZH} \cdot \frac{\alpha}{2 \cdot 100}. \quad (4.53)$$

Кут  $\alpha$  розраховується за довжиною твірної:

$$L = \Delta_{BH} + \Delta_{ЗВН} + \frac{D - d}{2}; \quad (4.54)$$

$$\cos \alpha = \frac{D - d}{2 \cdot L_T}; \quad (4.55)$$

$$a \cos(\cos \alpha) = \alpha. \quad (4.56)$$

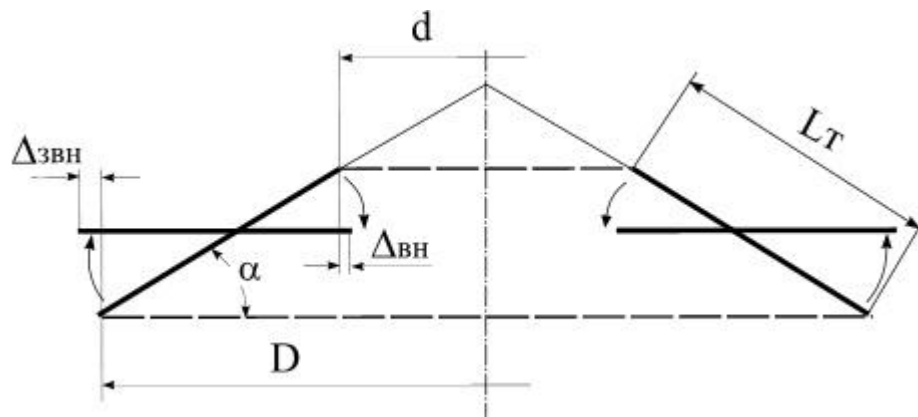


Рис.4.24. Модель для розрахунку параметрів конічної шайби

Товщину приводного елемента конусного типу можна визначити за виразом [37]:

$$h = \frac{F_{\max}}{\pi \cdot D \cdot \sigma_{TM}}, \quad (4.57)$$

де  $F_{\max}$  – максимальне навантаження;  $D$  – зовнішній діаметр елемента;  $\sigma_{TM}$  – термомеханічна напруга.

Розробка методики розрахунку параметрів конічних шайб вимагає більш детального вивчення і врахування особливостей та режимів роботи контактних систем електроустановок, аналіз яких наведено у попередніх розділах.

Розрахунки параметрів та характеристик конічних шайб із сплавів з ЕПФ та ЕНП мають певні особливості.

При наявності у контактному з'єднанні вільного ходу для відновлення форми конічним елементом із сплаву з ЕПФ та умови  $F_{\text{ТШ}}^{\max} = N_{\text{НОМ}}$  забезпечення номінального тиску можна розрахувати товщину за виразом:

$$h(\theta, M) = \frac{N_{\text{НОМ}}}{\sigma_{TM}(\theta) \cdot (-B1 \cdot M^2 + B2 \cdot M + B3) \cdot \pi \cdot D}. \quad (4.58)$$

На рис.4.25 наведено тримірну залежність товщини шайби від температури та вільного ходу відновлення форми.

Мінімально можлива товщина тарілчастої шайби (за умови забезпечення номінального зусилля) відповідатиме вільному ходу відновлення форми  $M=0,5$  і визначатиметься за формулою:

$$h_{\text{мін}}(\sigma_{\text{ТМ}}, D) = \frac{N_{\text{НОМ}}}{\pi \cdot D \cdot \sigma_{\text{ТМ}}}. \quad (4.59)$$

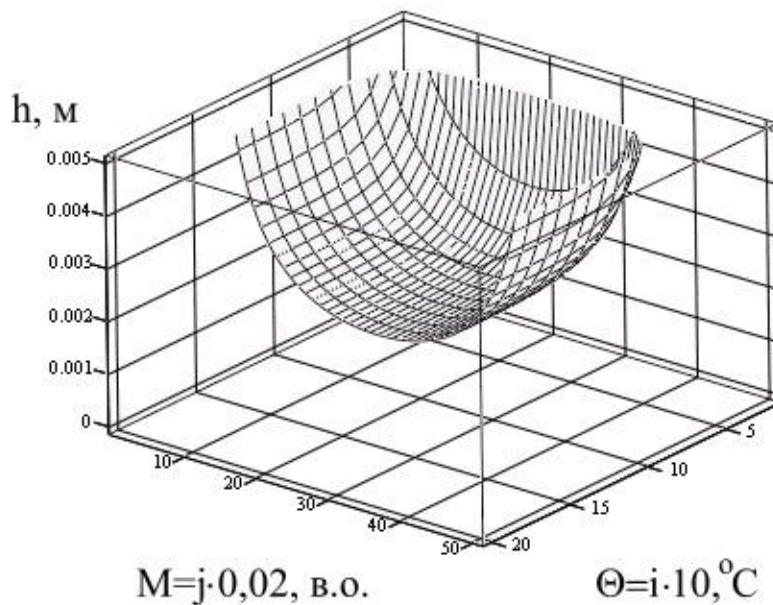


Рис.4.25. Залежність товщини шайби із сплаву з ЕПФ від температури та вільного ходу відновлення форми (за умови забезпечення у контакті номінального тиску)

Для стану контактного з'єднання, коли  $0 < N < N_{\text{НОМ}}$ , товщина конічної шайби з ЕПФ визначається із рівняння (4.38):

$$h(N) = \frac{F_{\text{ТШ}} + (n \cdot \theta^2 - k) \cdot N}{\sigma_{\text{ТМ}} \cdot \pi \cdot D}. \quad (4.60)$$

Математичну модель взаємозв'язку основних геометричних та термомеханічних параметрів конічного елемента можна також отримати на основі виразу (4.50).

Враховавши, що

$$W = F_{\text{ТШ}} \cdot M_a,$$

отримаємо:

$$F_{\text{ТШ}} \cdot M_a = \sigma_{\text{ТМ}} \cdot \frac{\pi \cdot (D^2 - d^2)}{4} \cdot h \cdot \ln(1 + \varepsilon). \quad (4.61)$$

Хід відновлення форми  $M$  (абсолютну величину) можна виразити через геометричні параметри конічної шайби та її відносну деформацію:

$$M_a = \sqrt{\left(0,75 \cdot \varepsilon \cdot D + \frac{D-d}{2}\right)^2 - \left(\frac{D-d}{2}\right)^2}. \quad (4.62)$$

Тоді формула для розрахунку товщини конічної шайби матиме вигляд:

$$h = 4 \cdot \frac{F_{\text{ТШ}} \cdot \sqrt{\left(0,75 \cdot \varepsilon \cdot D + \frac{D-d}{2}\right)^2 - \left(\frac{D-d}{2}\right)^2}}{\sigma_{\text{ТМ}} \cdot \pi \cdot (D^2 - d^2) \cdot \ln(1 + \varepsilon)}. \quad (4.63)$$

Необхідно відмітити, що рівняння (4.63) у наведеному вигляді дає можливість розрахувати для заданих умов товщину конічної шайби із сплаву з ефектом надпружності, а при врахуванні залежності термомеханічної напруги від температури розраховувати товщину конічної шайби із сплаву з ефектом пам'яті форми.

4.2. Математичне моделювання електротеплових та електромеханічних процесів у роз'ємних контактних системах при проходженні струмів короткого замикання

#### 4.2.1. Роз'ємні контактні системи та їх режими роботи

Роз'ємні контактні з'єднання в електроустановках систем електропостачання застосовуються для розмикання і замикання струмоведучих частин у комутаційних апаратах (вимикачі, роз'єднувачі, контактори і т.д.).

Умови роботи роз'ємних контактних з'єднань більш тяжкі порівняно з роботою розбірних або нерозбірних контактів, а саме:

1. При розмиканні і замиканні ланцюгів зі струмом між контактами може виникати електрична дуга, яка руйнує поверхню контакт-деталей.

2. У процесі розмикання і замикання сила взаємного натискання роз'ємних контактів змінюється. Номінальний контактний тиск у роз'ємних контактах менше порівняно з іншими типами з'єднань.

3. Роз'ємні контактні поверхні, знаходячись у розімкнутому положенні, більше піддаються окисленню.

4. Роз'ємні контактні поверхні при замиканні ушкоджуються внаслідок ударів.

До того ж роз'ємні контактні з'єднання, крім перерахованих у розділі 4.1. вимог, повинні:

1. Мати достатню механічну міцність і витримувати нормовану кількість комутацій.

2. При включенні електроустановок під навантаженням бути надмірно не руйнуватись, електричною дугою, що перешкоджає їхній справній подальшій роботі.

3. При включенні на існуюче в ланцюзі коротке замикання не руйнуватись чи зварюватись.

З метою узагальнення вивчення процесів у контактних комутаційних системах прийнято проводити умовний розподіл на контакти для малих, середніх і великих струмів. Контактні з'єднання на малі струми розмикають і замикають ланцюги від одиниць і десятків міліампер до одиниць амперів, на середні струми – від десятків до сотень амперів і на великі струми – від однієї до декількох десятків тисяч ампер.

Характерною рисою контактів на малі струми є великий опір контакту та значна залежність його від зовнішніх факторів. Контакти на середні і великі струми відрізняються меншим перехідним опором і наявністю високих температур нагрівання.

Сила контактного натискання у роз'ємних контактах також впливає на їхню роботу. У даних контактних системах контактний тиск коливається від 0,005 до 50 – 150 г та вище, а в контактах на середні і великі струми – від 0,5 кг до декількох сотень кілограмів.

Залежно від геометричної форми контактних тіл і кількості точок дотику всі роз'ємні контактні з'єднання розділяються на точкові, лінійні і поверхневі.

За конструктивним виконанням всі роз'ємні контактні з'єднання на середні і великі струми можуть бути розділені на такі види: а) торцеві; б) розеткові; в) пальцьові; г) щіткові; д) врубні (пружні).



З цього ряду торцеві і розеткові контакти знаходять найбільше застосування в сучасних комутаційних апаратах. Порівняно з іншими типами контактів вони мають менший перехідний опір і значно надійніші в роботі.

*Особливості роботи роз'ємних контактних з'єднань.*

У роботі роз'ємних контактів розрізняють три стани: 1) замкнутий; 2) процес розмикання; 3) замикання контактів.

Процеси у замкнутому (статичному) стані роз'ємних контактних з'єднань, коли контактуючі поверхні не переміщуються одна відносно другої, аналогічні процесам, що відбуваються у нерухомих контактах. Однак з появою струмів короткого замикання (залежно від їхньої величини) може відбуватися відкидання або вібрація контактів за рахунок появи електродинамічних і електромагнітних сил.

Характерною рисою другого режиму є поява електричної дуги та її термічна і руйнівна дія – випар і розбризкування матеріалу контактів.

При замиканні, внаслідок невеликого проміжку часу, відбувається незначний електричний знос контактів. Однак, з появою вібрації за рахунок пружних властивостей контакт-деталей чи струму короткого замикання, режим роботи контактів під час замикання значно погіршується. Дуга у цьому випадку внаслідок малих відстаней і великих струмів (які часто мають місце в момент замикання) руйнує контакти значно більше, ніж при розмиканні.

У даній роботі передбачається проведення теоретичного аналізу теплових, електричних та електромеханічних процесів у комутаційних системах при проходженні струмів короткого замикання з урахуванням впливу функціональних властивостей елементів із сплавів з ЕПФ.

#### 4.2.2. Нагрівання контактних комутаційних систем струмами короткого замикання

Короткочасний процес нагрівання контактів електричних апаратів струмами короткого замикання має характерні особливості:

а) процес нагрівання відбувається упродовж відносно короткого часового інтервалу;

б) велика густина струму у зоні контактних площадок та значна інтенсивність їх нагрівання;

в) прояв електродинамічних сил, які діють на окремі елементи контактної системи.

При значних струмах короткого замикання і недостатньому контактному тиску може відбутись оплавлення або зварювання контактних елементів, що для електричних апаратів недопустимо.

Таким чином, в електричних апаратах контактні системи повинні витримувати у замкнутому положенні теплову і електродинамічну дію струму короткого замикання заданої величини без помітного оплавлення або зварювання. Цим характеризується стійкість електричного апарата при наскрізних струмах короткого замикання.

Максимальна температура нагрівання контактної площадки визначається за виразом [110]:

$$\theta_M(t) = \frac{\theta_0}{\cos\beta} \cdot \left[ 1 - (1 - \cos\beta) \cdot e^{-\frac{t}{\tau}} \right], \quad (4.64)$$

відповідно:

$$\beta = \frac{I \cdot A^{1/2} \cdot \sqrt{\pi \cdot H_{\text{КД}}}}{4 \cdot \lambda \cdot \sqrt{N}}; \quad (4.65)$$

$$\tau = \frac{\pi^2 \cdot C \cdot \gamma \cdot r_0^2}{24 \cdot \lambda}, \quad (4.66)$$

де  $\theta_0$  – прогнозована температура віддаленої точки контакту;  $t$  – час;  $I$  – електричний струм;  $A$  – число Лоренца;  $H_{\text{КД}}$  – мікротвердість матеріалу контактів;  $\lambda$  – питома теплопровідність;  $N$  – сила стискання контактів;  $C$  – питома теплоємність;  $\gamma$  – питома електропровідність;  $r_0$  – радіус площадки дотику.

При умові забезпечення термічної стійкості контактів радіус площадки дотику контактів можна записати [110] у вигляді:

$$r_0 = \sqrt{\frac{N}{\pi \cdot H_{\text{КД}}}}. \quad (4.67)$$

Аналіз розрахунків за виразом (4.64) показав, що нагрівання площадки контактування до усталеної температури відбувається за час  $t < 0,02$  с.

$$\theta_M(N) = \frac{\theta_0}{\cos\left(\frac{I \cdot \sqrt{A \cdot \pi \cdot H_{\text{КД}}}}{4 \cdot \lambda \cdot \sqrt{N}}\right)}. \quad (4.68)$$

На рис.4.26 показані розрахункові залежності максимальної температури площадки контакту від контактної тиску при дискретних значеннях електричного струму (за рівнянням 4.68).

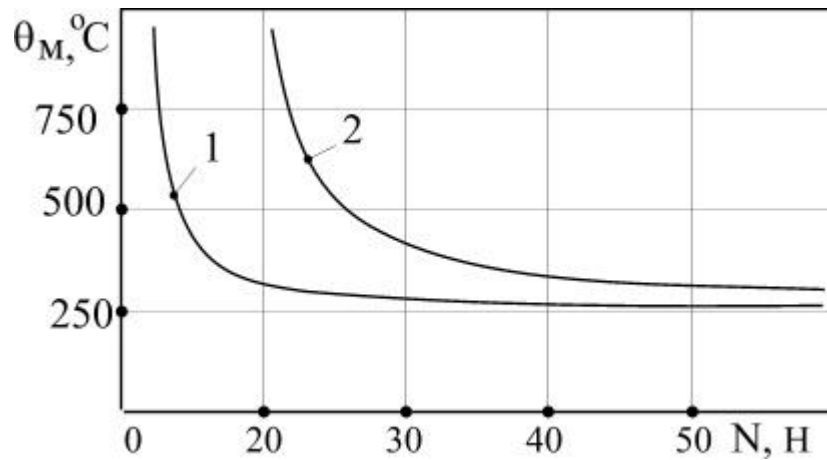


Рис.4.26. Розрахунок максимальної температури площадки контакту залежно від зусилля контактної тиску:

1 – I=2500 А; 2 – I=5000 А

Для аналізу залежності максимальної температури від часу протікання струму та зусилля контактної тиску необхідно вираз (4.64) представити у наступному вигляді [111]:

$$\theta_M(t, N) = \theta_0 \cdot \frac{\left\{ 1 - \left[ 1 - \cos \left( I \cdot A^{0.5} \cdot \frac{\sqrt{\pi \cdot H_{кд}}}{4 \cdot \lambda \cdot \sqrt{N}} \right) \right] \cdot e^{-\frac{t}{\tau(N)}} \right\}}{\cos \left( I \cdot A^{0.5} \cdot \frac{\sqrt{\pi \cdot H_{кд}}}{4 \cdot \lambda \cdot \sqrt{N}} \right)}. \quad (4.69)$$

#### 4.2.3. Електромеханічні процеси у контактній системі при проходженні струмів короткого замикання

Разом з тепловою дією струму короткого замикання на окремі струмоведучі елементи контактів можуть діяти електродинамічні сили, які теж суттєво можуть впливати на режим роботи контактних систем [112].

У загальному випадку результуючу приведену електродинамічну силу, яка діє на струмоведучий елемент контакту, можна представити сумою двох електродинамічних сил [112]:

$$F_{ед} = F_{ед1} \pm F_{ед2}, \quad (4.70)$$

де  $F_{ед1}$  – електродинамічна сила, яка обумовлена стягуванням ліній струму в місці контакту (спрямована завжди в протилежний бік дії сили  $N$  стягуючих пружин або ін.);  $F_{ед2}$  – приведена електродинамічна сила взаємодії струмоведучих елементів контактної системи.

Напрямок сили  $F_{ед2}$  залежить від геометричної форми контактних елементів та взаємного їх розміщення у контактній системі.

Загальна результуюча сила контактного тиску при наявності електродинамічних сил [112]

$$F_{сум} = N - (F_{ед1} \pm F_{ед2} + F_{ем}); \quad (4.71)$$

$$F_{ем} = 10^{-7} \mu \cdot h \cdot I^2 / [r_0^2 \cdot (1 - \mu)], \quad (4.72)$$

де  $F_{ем}$  – електромагнітна сила, обумовлена стисканням мікроділянки (перешийка, по якому струм переходить із однієї контакт-деталі в іншу);  $\mu$  – коефіцієнт Пуассона (для металів  $\mu = 0,3 \dots 0,35$ );  $h$  – висота мікроступів контактуючої поверхні;  $I$  – електричний струм;  $r_0$  – радіус фактичної площини контактування.

Якщо сумарне значення  $(F_{ед1} \pm F_{ед2} + F_{ем})$  спрямоване у бік розмикання контактів, то це приводить до зниження  $F_{сум}$  або до короткочасного відкидання (розмикання) контактів. У першому випадку створюються умови для інтенсивного нагрівання площадок дотику, а в другому – в контактній системі утворюється електрична дуга, яка пошкоджує поверхню контактів. Моделюванням  $F_{сум}$  встановлено [112], що співвідношення між компонентами сумарного зусилля має вигляд:

$$F_{ед1} \gg F_{ед2} \gg F_{ем}, \quad (4.73)$$

що дозволяє у межах похибки до 5% враховувати тільки першу складову.

Електродинамічна сила  $F_{ед}$ , обумовлена стягуванням ліній струму при будь-якій формі перерізу контакт-деталей, визначається за виразом [112]:

$$F_{ед} = 1,02 \cdot 10^{-7} \cdot i_t^2 \cdot \ln \sqrt{\frac{P}{P_0}}, \quad (4.74)$$

де  $i_t$  – електричний струм, А;  $P$  – переріз контактного елемента у місці, де немає викривлень ліній струму,  $\text{мм}^2$ ;  $P_0$  – фактична площа дотику,  $P_0 = \pi \cdot r_0^2$ ,  $\text{мм}^2$ ;  $r_0$  – радіус зони контакту, мм.

Для аналізу електромеханічних процесів у контактній системі представимо електричний струм  $i_t$  як змінну величину у часі, тоді:

$$F_{ед} = 1,02 \cdot 10^{-7} \cdot [i_p(t) + i_a(t)]^2 \cdot \ln \sqrt{\frac{P}{P_0}}, \quad (4.75)$$

де  $i_p(t), i_a(t)$  – періодична та аперіодична складові струму короткого замикання.

Дослідження електричних процесів проведено на прикладі контактної системи (рис.4.27). Вихідні дані: амплітудне значення періодичної складової струму короткого замикання  $I_{pm} = 5000$  А; початкове значення аперіодичної складової струму короткого замикання  $I_{am} = 4100$  А;  $P = 66$   $\text{мм}^2$ ;  $P_0 = 0,1139$   $\text{мм}^2$ ,  $N = 3$  Н.

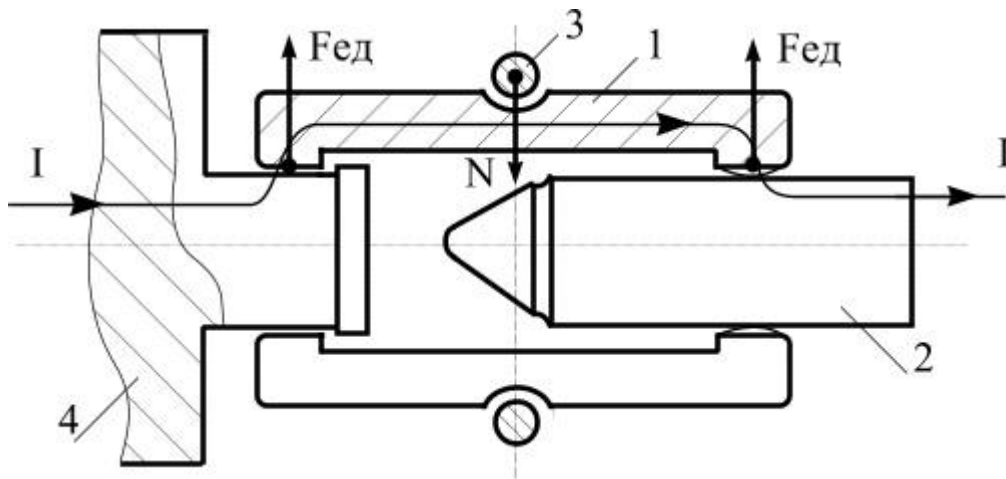


Рис.4.27. Кінематична схема контактної з'єднання та схема дії сил:  
1 – ламель; 2 – рухомий контакт; 3 – пружина; 4 – основа контакту

На рис.4.28 представлено характеристику зміни сил, що діють на елементи контакту у часі при протіканні струму короткого замикання. Із рисунку видно,

що знак результуючої сили  $F_{\text{СУМ}}$  періодично змінюється, тобто відбувається періодичне відкидання контактів 1 (рис.4.27) і, відповідно, розмикання контактної системи.

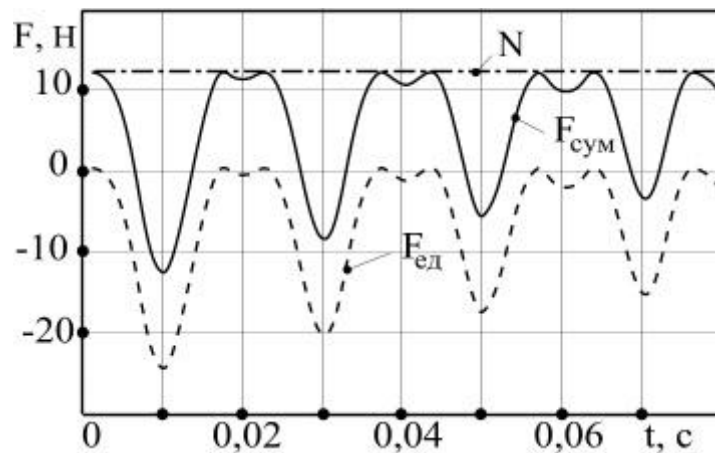


Рис.4.28. Зміна сил, що діють на елементи контактної системи у часі:  $F_{\text{ЕД}}$  – електродинамічні сили;  $N$  – сила сталюї пружини;  $F_{\text{СУМ}}$  – результуюча сила

#### 4.2.4. Принципи компенсації електродинамічних сил у контактних комутаційних системах

Підвищення стійкості замкнутих контактів при струмах короткого замикання може бути досягнуто: збільшенням сили основного контактного тиску і розміщенням робочих поверхонь контакт-деталей під кутом до напрямку вектора сили основного контактного тиску; збільшенням кількості точок контактування шляхом заміни однієї контакт-деталі декількома (паралельно з'єднаними між собою); застосуванням електродинамічних або магнітних компенсаторів; застосуванням активних термостабілізаторів тиску із сплавів з ЕПФ [110].

Перший спосіб є найбільш простим, але при збільшені сили основного контактного тиску необхідно значно збільшувати потужність привода, який вмикає і вимикає апарат, а також механічну міцність окремих деталей. Остання обставина призводить до збільшення габаритів, маси і вартості апаратів. Підвищення сили основного контактного тиску також призводить в окремих випадках до передчасного механічного зношування поверхні контакт-деталей.

Другий і третій способи пов'язані з ускладненням конструкцій контактних систем: Збільшення точок контактування (кількості паралельних елементів ) призводить також до зниження надійності апаратів.

Для повної або часткової компенсації електродинамічних сил застосовуються електродинамічні і електромагнітні компенсатори [110]. Дія цих технічних способів базується на взаємодії струмів, які проходять через паралельні (із взаємного розміщення) струмоведучі елементи. Вони можуть виконуватись з однією або двома петлями ( рис.4.29, а і 4.29, б ) [110].

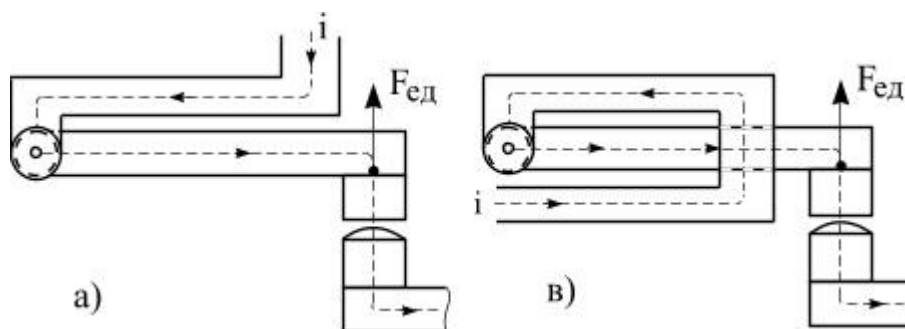


Рис.4.29. Електродинамічні компенсатори

Електромагнітний компенсатор (магнітний замок) являє собою дві сталеві пластини 2 (рис.4.30), які знаходяться зовні струмоведучого елемента 3 [110]. Елементи 2 і 3 утворюють рухому контакт-деталь і нерухомий контакт 1. При проходженні струмів короткого замикання через контактну систему, виникають електромагнітні сили, які притискають пластини 2 до струмоведучих елементів 3. Це створює додатковий тиск у з'єднанні контактів 1 і 3.

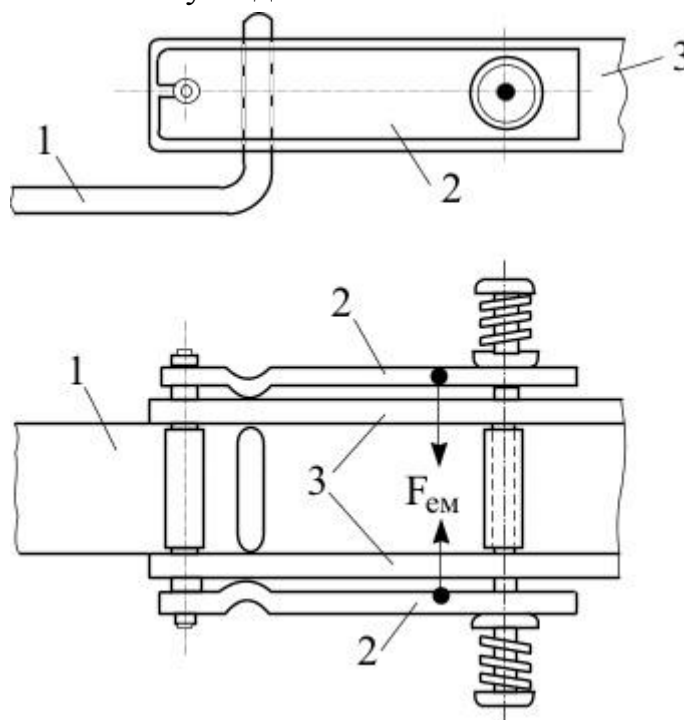


Рис.4.30. Електромагнітний компенсатор:

1 – нерухомий контакт; 2 – сталеві пластини; 3 – струмоведучі елементи рухомого контакту

Позитивний ефект вище наведених технічних способів полягає у розв'язанні задачі компенсації сил, які відкидають контактні елементи. Однак компенсація сил досягається значною переробкою і ускладненням конструкцій контактних систем. Електродинамічні і електромагнітні компенсатори не забезпечують стабілізацію контактного тиску при накопиченні залишкової деформації в елементах контактної системи (при зростанні перехідного опору і температури в межах номінального електричного навантаження).

Усунути вказані недоліки дає можливість застосування активних термостабілізаторів контактного тиску (АТС) із функціональних сплавів [75,111,113,114]. Принцип роботи активних термочутливих елементів із сплавів з ЕПФ полягає у надшвидкому перетворенні теплової енергії у механічну роботу компенсації електродинамічних сил при прямому їх нагріванні електричним струмом.

Кінематична схема контактної системи з АТС представлена на рис.4.31. Електрично АТС з'єднується паралельно струмоведучим елементам контактного з'єднання, що дає змогу відвести частину струму на термочутливий елемент. Кінематично АТС монтується таким чином, що основа його нерухома, а протилежна частина при відновленні форми може переміщуватись до центру контактного з'єднання і створювати додаткову силу.

Вивчення властивостей та ефективності АТС передбачає проведення експериментального і математичного моделювання електротеплових та електромеханічних процесів [75,111].

#### 4.2.5. Математичне моделювання температури площадки контактування у комутаційній контактній системі, обладнаній активними стабілізаторами тиску

Попередній аналіз моделювання температури  $\theta_m$  площадки контактування показав, що значний вплив на процес нагрівання здійснює сила контактного тиску. Зміна контактного тиску у замкненому режимі контактної системи (при наскрізних струмах короткого замикання) зменшує або збільшує темп зростання температури  $\theta_m$ . Тому доцільно провести дослідження впливу характеристик АТС на температуру розігрівання контактної площадки.



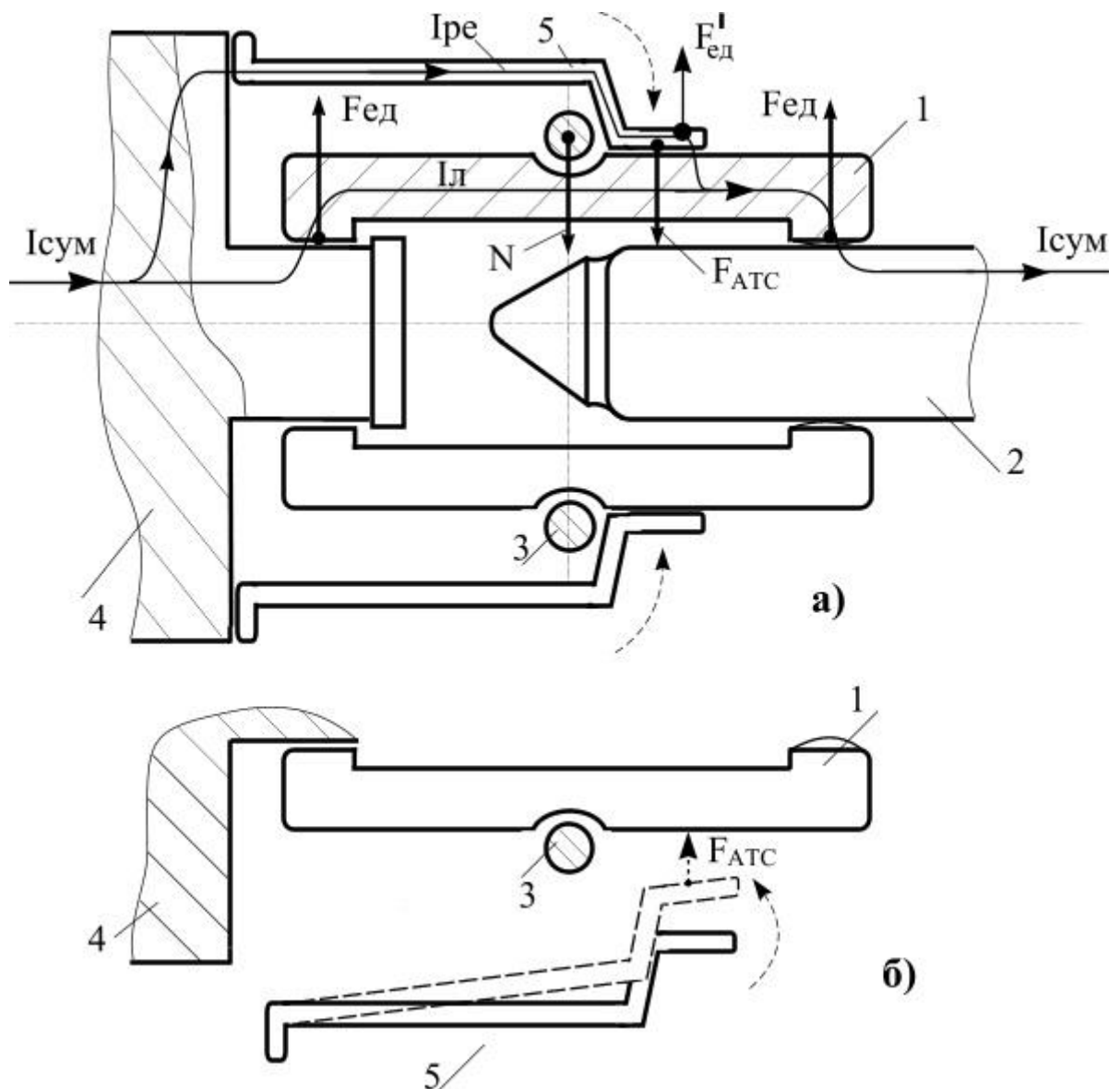


Рис.4.31. Кінематична схема контактної з'єднання та схема дії сил:

1 – ламель; 2 – рухомий контакт; 3 – стальна пружина; 4 – основа контакту; 5 – реагуючий елемент із сплаву з ЕПФ

Необхідно відмітити, що у випадку нагрівання контактів струмом короткого замикання процес зміни температури достатньо складний і залежить, у великій мірі, від теплової інерції контактної області.

Теоретичним моделюванням та експериментальними дослідженнями встановлено, що АТС при прямому нагріванні електричним струмом забезпечує досягнення усталеного температурного режиму контактів за час  $t=0,005\dots 0,008$  с [75,111]. Для класичного контакту (без АТС) даний показник становить близько 0,02 с.

Виходячи з наведених міркувань, запропоновано розглядати процес нагрівання системи “контакт – АТС” як квазістаціонарний.

Для аналізу вираз (4.69) необхідно доповнити наступним чином [111]:

$$\theta_M(t) = \theta_0 \cdot \frac{\left\{ 1 - \left[ 1 - \cos \left( I \cdot A^{0.5} \cdot \frac{\sqrt{\pi \cdot H_{\text{кд}}}}{4 \cdot \lambda \cdot \sqrt{N + F_{\text{АТС}}(t) - F_{\text{ед}}(t)}} \right) \right] \right\} \cdot e^{-\frac{t}{\tau(t)}}}{\cos \left( I \cdot A^{0.5} \cdot \frac{\sqrt{\pi \cdot H_{\text{кд}}}}{4 \cdot \lambda \cdot \sqrt{N + F_{\text{АТС}}(t) - F_{\text{ед}}(t)}} \right)}. \quad (4.76)$$

Результати моделювання за рівнянням (4.76) представлено на рис.4.32. Криві 1, 2 та 3 відповідають різним характеристикам АТС ( $1 - F_{\text{АТС}1}^{\text{max}}$ ;  $2 - F_{\text{АТС}2}^{\text{max}}$ ;  $3 - F_{\text{АТС}3}^{\text{max}}$ ,  $F_{\text{АТС}1}^{\text{max}} > F_{\text{АТС}2}^{\text{max}} > F_{\text{АТС}3}^{\text{max}}$ ).

У проведених розрахунках  $F_{\text{АТС}3}^{\text{max}} = 0$  (АТС відсутній у контактній системі). Форма кривих 1, 2 та 3 дає можливість дати якісну оцінку впливу АТС на зміну температури контактної площадки.

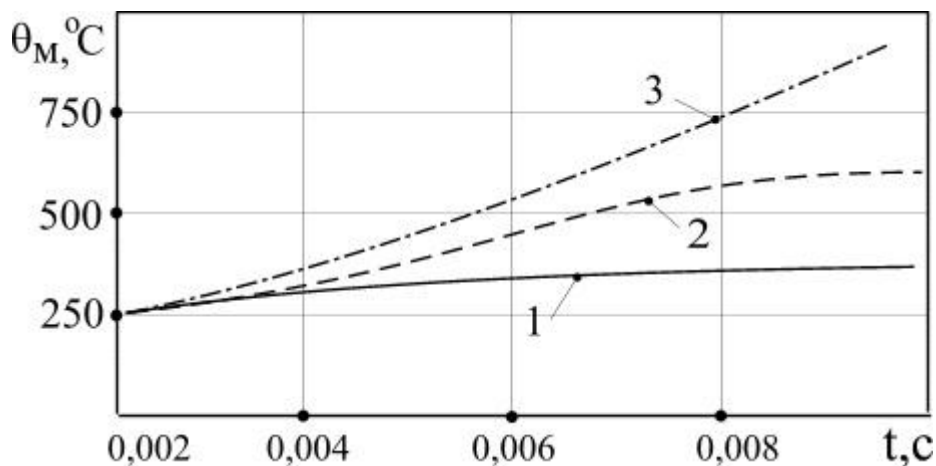


Рис.4.32. Залежність максимальної температури контактної площадки від часу протікання струму при різних термомеханічних характеристиках АТС

4.2.6. Математичне моделювання електромеханічних процесів у контактних з'єднаннях з вмонтованими активними термостабілізаторами тиску

Математичний аналіз електромеханічних процесів представлено на прикладі контактної системи рис.4.31. Крім конструкції контактного з'єднання, на рис.4.31 показані електричні кола струморозподілу, напрямки векторів сил: пружини  $N$ ; електродинамічних сил  $F_{\text{ед}}$  та сил термочутливих елементів  $F_{\text{АТС}}$ .

Дослідження електромеханічного процесу у контактній системі з АТС можна виконати за рівнянням [75]:

$$F_{\text{СУМ}}(t) = N + F_{\text{АТС}}(t) - F_{\text{ед}}(t), \quad (4.77)$$

де  $F_{\text{АТС}}(t)$  – визначається рівняннями термомеханічної характеристики за умови прямого нагрівання термочутливого елемента електричним струмом (див. рівняння (3.28) – (3.30)).

Враховуючи незначний вплив  $F_{\text{ем}}(t)$  на зміну сумарної сили, цією складовою можна знехтувати [111].

Розрахункове графічне зображення  $F_{\text{СУМ}}(t)$  представлено на рис.4.33.

Порівняння характеристик рис.4.28 та рис.4.33 дає можливість зробити висновок про позитивний ефект стабілізації контактного тиску за допомогою активних термочутливих елементів із сплавів з ЕПФ. Процес стабілізації контактного тиску залежить від механічної характеристики АТС. Умова  $F_{\text{СУМ}}(t) > 0$  може бути забезпечена упродовж часу  $t \approx 0,01 \dots 0,02$  с.

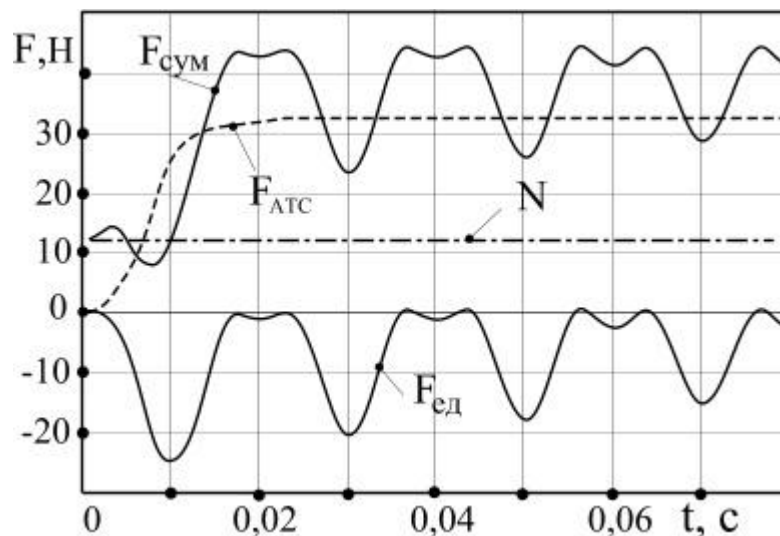


Рис.4.33. Розрахунок зміни зусиль, які діють на елементи контактної системи, обладнаної АТС

Необхідно відмітити, що основним параметром, який впливає на зміну механічної характеристики, є площа поперечного перерізу АТС. Цей висновок викликає необхідність розробки узагальненого методу оптимізації площі поперечного перерізу АТС для конкретних умов контактної системи.

#### 4.2.7. Оптимізація площі поперечного перерізу активних термостабілізаторів тиску

Умову оптимізації площі поперечного перерізу АТС можна записати у вигляді виразу:

$$F_{\text{СУМ}}(S_{\text{ОПТ}}, I, t) \geq N, \quad (4.78)$$

де  $S_{\text{ОПТ}}$  – оптимальна площа поперечного перерізу АТС.

Для пошуку узагальненого знаходження  $S_{\text{ОПТ}}$  необхідно прийняти наступні положення. Виходячи з попереднього аналізу, можна констатувати, що електродинамічна сила  $F_{\text{ед}}$  досягає максимального значення за час  $t = 0,01$  с (четверта частина періоду зміни струму) При цьому струм досягає максимального значення  $i_y$  (ударна величина струму короткого замикання). Тому в подальшому можна прийняти для розрахунку:  $t = 0,01$  с;  $I = i_y < i_{\text{max}}$  (де  $i_{\text{max}}$  – амплітудне значення струму динамічної стійкості контактної системи).

Тоді рівняння (4.78) набуде вигляду:

$$N + F_{\text{АТС}}(S_{\text{ОПТ}}, t = 0.01) - F_{\text{ед}}(I = i_y, t = 0,01) \geq N; \quad (4.79)$$

$$F_{\text{АТС}}(S_{\text{ОПТ}}, t = 0.01) - F_{\text{ед}}(I = i_y, t = 0,01) \geq 0. \quad (4.80)$$

Для пошуку  $S_{\text{ОПТ}}$  у виразі (3.31) виконаємо перетворення з урахуванням прийнятих положень:

$$T(S, t = 0.01) = 5.328 \cdot 10^{-14} \cdot \frac{W(t = 0.01)}{S^2} + 1.28 \cdot 10^{-30} \cdot \frac{W(t = 0.01)^2}{S^4} + 4.014 \cdot 10^{-47} \cdot \frac{W(t = 0.01)^3}{S^6} \quad (4.81)$$

Підставивши (4.81) у рівняння математичної моделі термомеханічної характеристики АТС, отримаємо залежність зусилля від площі поперечного перерізу:

$$F_{\text{АТС}}(S, t = 0,01) = \text{if}(T(S, t = 0,01) > 90, M_{\text{АТС}}(S, t = 0,01), K_{\text{АТС}}(S, t = 0,01)); \quad (4.82)$$

$$M_{\text{АТС}}(S, t = 0,01) = (1 - e^{-T(S, t = 0,01) \cdot A_5}) \cdot A_6 \cdot L - A_7 \cdot L; \quad (4.83)$$

$$K_{\text{АТС}}(S, t = 0,01) = A_4 \cdot T(S, t = 0,01)^4 \cdot L. \quad (4.84)$$

Пряме аналітичне розв'язання рівняння (4.80) знайти неможливо, бо вираз дуже складний. При цьому можна використати два рішення – графічне і аналітичне у програмному середовищі MathCad.

Для розв'язання одного рівняння з одним невідомим використовується функція  $\text{root}(f(S), S)$ . Оптимальне значення площі поперечного перерізу буде відповідати умові рівності лівої частини рівняння (4.80) нулю.

Графічне знаходження  $S_{\text{опт}}$  представлено на рис. 4.34, де точка А відповідає для прийнятих умов величині  $S_{\text{опт}} = 6,2 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2$ .

Аналітичне розв'язання (4.80) у програмному середовищі “MathCad” матиме вигляд:

$$S = 5 \cdot 10^{-6}, \text{root}(F_{\text{АТС}} - F_{\text{ед}}(S), S) = 6.235 \cdot 10^{-6},$$

де  $S = 5 \cdot 10^{-6}$  – початкове наближення. Відповідно для прийнятих вихідних умов  $S_{\text{опт}} = 6,235 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2$ .

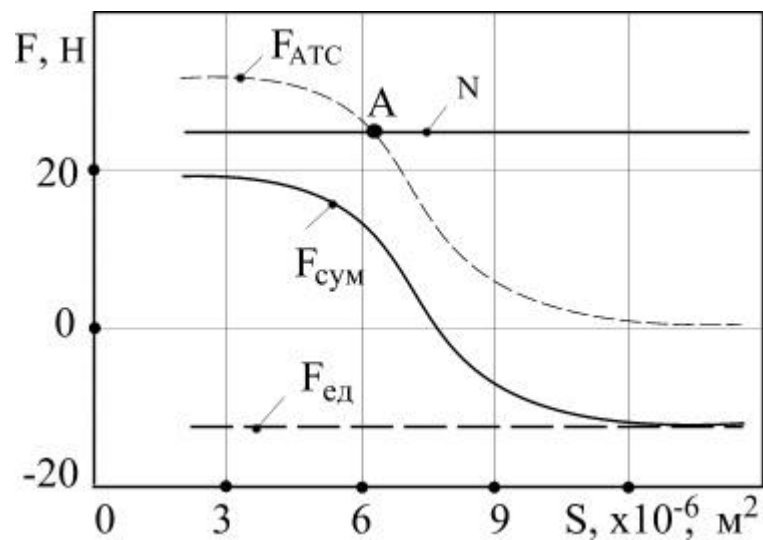


Рис. 4.34. Графічне розв'язання рівняння (4.80)

## РОЗДІЛ 5. ОБҐРУНТУВАННЯ ГРАНИЧНИХ ТЕРМІНІВ ПРОЦЕСУ СТАРІННЯ РОЗБІРНИХ КОНТАКТІВ ЗА УМОВ НЕПОВНОТИ ВИХІДНОЇ ІНФОРМАЦІЇ

### 5.1. Загальні положення

У попередніх розділах зазначено, що ефективність контролю температурного режиму контактів залежить від рівня функціональної інформативності та вартості пристроїв контролю температури, методів контролю та кваліфікації обслуговуючого персоналу. Сукупність даних факторів являє собою підсистему експлуатаційного контролю. Із зазначеного витікає, що рівень організації даної підсистеми визначає технічну і економічну ефективність експлуатації та надійність контактів.

У роботах [39,69] представлені основні результати розробки підсистеми експлуатаційного контролю температурного режиму контактів електроустановок, де технічна частина обґрунтувань базується на розбірному типі контактних з'єднань та застосуванні пристроїв з термочутливими елементами із сплаву з однобічним ефектом пам'яті форми [31,33,34]. У зазначених дослідженнях наводиться теоретичний аналіз еволюції зміни основних параметрів контактів у процесі експлуатації. На основі моделювання операцій за схемою марківських випадкових процесів обґрунтовано інтервал часу між проведенням контролю – 3...3,5 місяці. Обґрунтовано, що наробіток на відмову для 100 контактних з'єднань при запровадженні розробленої методики експлуатаційного контролю становить 4900 годин. Аналогічний показник для контактних з'єднань, які обслуговуються за традиційною системою, становить 3095 годин.

Подальша робота теоретичного аналізу процесів у контактних системах [101,103,107], застосування явищ ЕПФ та ЕНП для контролю і керування режимами роботи розбірних контактів вказали на необхідність подальшого розвитку підсистеми експлуатаційного контролю стану контактів, що враховує:

- вплив конічних елементів із сплавів з ефектом пам'яті форми та надпружності на тиск і протікання електротеплових та тепломеханічних процесів у контактах;
- одночасне використання підсистемою безперервного контролю перевищень та оперативних значень температури контактів з відповідним технічним забезпеченням;

- теоретичне обґрунтування строків ремонтних робіт та служби контактів за основним параметром – перехідним опором контакту з використанням методів теорії імовірності за умов неповноти вихідної інформації.

Мета розробки – підвищення ефективності експлуатації та надійності розбірних контактних систем – базуватиметься на теоретично обґрунтованих строках обслуговування контактів з використанням технічних пристроїв, які розроблено на базі фізичних (електротеплових, термомеханічних та ін.) властивостей сплавів з однобічним та двобічним ЕПФ та ЕНП.

## 5.2. Обґрунтування параметрів контролю стану та прогнозування процесу старіння контактів розбірного типу

Аналіз робіт [25,26,94] та результати досліджень, представлені у попередньому розділі, показали на складність процесів, які відбуваються у контактних системах протягом експлуатації. Стан контактів визначається цілим рядом незалежних та взаємозалежних факторів, зміна яких у часі носить випадковий характер. До переліку основних та допоміжних показників належать [94]: температура контакту; перехідний опір; спад напруги на контакт; контактний тиск.

Абсолютні (або відносні до номінальних чи нормованих значень) величини зазначених параметрів у загальному підході характеризують стан контакту та теоретично можуть бути використані для контролю, діагностики і прогнозування строків проведення оглядів та ремонтних робіт.

З урахуванням чинників інформативності, економічності, технологічності контролю віддається перевага факторам температури, перехідного опору та спаду напруги. Причому, дані показники мають прямий попарний фізичний зв'язок (перехідний опір – температура контакту, перехідний опір – спад напруги на контакт).

Даючи оцінку наведеним парам показників, необхідно замітити: фактор температури дозволяє проводити дистанційний контроль, що спрощує технологію отримання інформації про технічний стан контактної з'єднання та підвищує її достовірність (зняття інформації може проводитись без вимикання електроустановки). Однак прогнозування стану контакту на певний період за чинником температури і пошук строків оглядів та ремонтних робіт пов'язані з достатньо великими помилками через вплив на цей показник температури оточуючого середовища; вологості повітря та сонячного випромінювання (для відкритих розподільних пристроїв), способу прокладання шин та ін.

Перехідний опір являється параметром, що має найбільшу кількість прямих зв'язків з чинниками впливу на стан контакту (контактним тиском,

матеріалом контактів, обробкою контактуючих поверхонь, явищем оксидних плівок тощо) та найбільш повно характеризує процес старіння контактного з'єднання у часі. Оперативний контроль даного параметра значно складніший за технологічністю та технічним забезпеченням порівняно з фактором температури.

Таким чином, фактор температури контактного з'єднання є найбільш доцільними для раціональної організації тієї частини експлуатації контактів, що стосується контролю і діагностики стану. При цьому в [69] рекомендується розглядати для розбірного з'єднання алюмінієвих шин два рівні температури: +70 °С (рівень відповідає плануванню чергового обслуговування контакту); +100 °С (критичний рівень температури відповідає проведенню позачергового ремонтного обслуговування контакту).

Прогнозування процесу старіння контактів та пошук оптимальних строків проведення оглядів і ремонтних робіт доцільно проводити за параметром перехідного опору. При цьому у роботі [94] для розбірного з'єднання алюмінієвих шин обґрунтовано два рівні відносної величини перехідного опору:  $R_{\text{пер}}^* = 2$  – граничний рівень, що відповідає необхідності проведення ремонту контакту;  $R_{\text{пер}}^* = 3$  – граничний рівень, що відповідає строку служби контакту, бо після даного моменту зростання опору контакту до нескінченості відбувається за короткий час. Зазначеним рівням відносної величини перехідного опору наближено відповідають рівні температури контакту відповідно +70 °С та +100 °С.

### 5.3. Аналіз чутливості перехідного опору контактного з'єднання розбірного типу до зміни вихідних факторів

Для теоретичного обґрунтування термінів ремонтних робіт з відновлення стану та строків служби контактів необхідно провести аналіз чутливості впливу різних чинників на перехідний опір, що має суттєве значення для прийняття рішень за умов неповноти вихідної інформації.

Як цільову функцію можна використати вираз відносного перехідного опору, що враховує процес появи та росту оксидних плівок у часі (4.47). З метою отримання максимально можливої зони відхилень значень цільової функції перехідного опору, що визначається умовою неповноти інформації, запишемо вираз (4.47) наступним чином [115]: для сполучень вихідних даних, що обумовлюють відхилення цільової функції у бік мінімальних значень –



$$R_{\text{пер}}^{*\text{мін}}(t) = \frac{N_{(\text{мін})}}{(N-106,07 \cdot \sqrt{D_0 \cdot t \cdot e^{-\frac{U}{K \cdot \theta}} \cdot e^{-\frac{U}{K \cdot \theta}} \cdot \pi \cdot t_m S_m \cdot H_{\text{кд}}})_{(\text{макс})}}; \quad (5.1)$$

для сполучень вихідних даних, що обумовлюють відхилення цільової функції у бік максимальних значень –

$$R_{\text{пер}}^{*\text{макс}}(t) = \frac{N_{(\text{макс})}}{(N-106,07 \cdot \sqrt{D_0 \cdot t \cdot e^{-\frac{U}{K \cdot \theta}} \cdot e^{-\frac{U}{K \cdot \theta}} \cdot \pi \cdot t_m S_m \cdot H_{\text{кд}}})_{(\text{мін})}}. \quad (5.2)$$

На рис.5.1 наведено результати розрахунку відносного перехідного опору за сполученнями вихідних даних, представлених у табл.5.1.

Таблиця 5.1. Сполучення вихідних даних для оцінки зони відхилень цільової функції перехідного опору контактного з'єднання алюмінієвих шин

№ п/п	Параметри					$R_{\text{пер}}^*(t)$
	N, Н	$\theta$ , °С	$t_m$ , мм	$S_m$ , мм	$H_{\text{кд}}$ , МПа	
1	1600	25	0,5	0,25	450	$R_{\text{пер}}^{*\text{мін}}(t)$
2	1200	100	0,55	0,3	550	$R_{\text{пер}}^{*\text{макс}}(t)$
3	1600	100	0,55	0,3	550	
4	1600	100	0,5	0,25	450	

Сполучення вихідних даних строчки 1 табл.5.1 відповідає умові рівняння (5.2), строчки 2 – умові рівняння (5.1). Вихідні дані строчок 1, 3 та 4 передбачають незмінність у часі (стабілізацію) контактного тиску.

На рис.5.1 значення цільової функції перехідного опору, розміщені у зоні А (точки  $t_1=1890$  год;  $t_2=13640$ ;  $t_3=3360$ ;  $t_4=24250$  год), відповідають найбільш вірогідній (з точки зору експертних оцінок) максимальній зоні розкидання точок у разі відсутності стабілізації контактного тиску. Зона В на рис.5.1 має значно меншу площу і відповідає найбільш вірогідній максимальній зоні розкидання точок у разі наявності у контакті пристроїв стабілізації контактного тиску ( відповідно  $t_1'=5855$  год;  $t_2=13640$ ;  $t_3'=10410$ ;  $t_4=24250$  год).

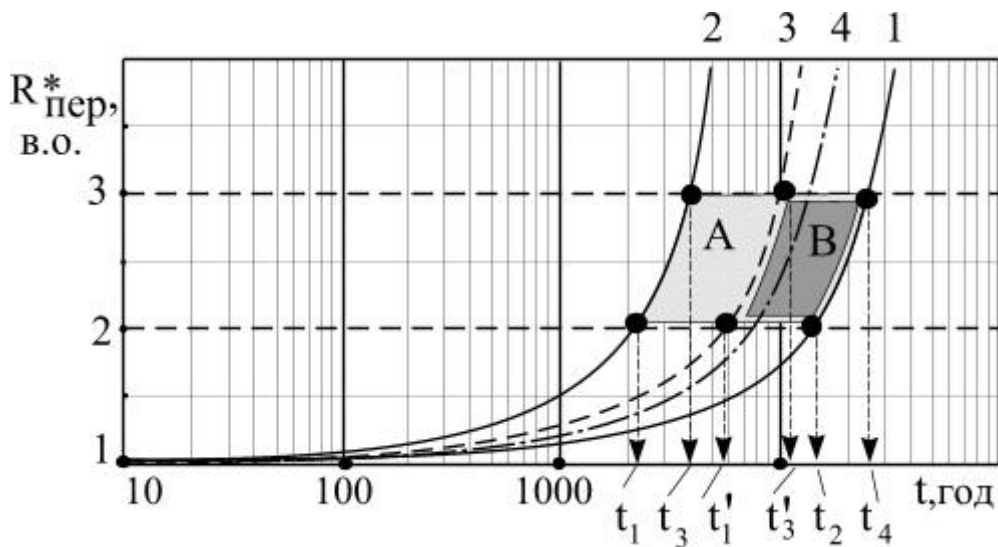


Рис.5.1. Графіки зміни у часі відносного перехідного опору при сполученнях вихідних даних:

1,2,3,4 – відповідно порядкові номери строчок вихідних даних табл.5.1

Із отриманих даних видно, що мінімально можливий наробіток часу до чергового обслуговування контакту ( $R_{\text{пер}}^* = 2$ ) з класичною будовою  $t_1=1890$  годин, а при застосуванні пристроїв керування контактним тиском на основі сплавів з ЕПФ та ЕНП –  $t_1'=5855$  год (термін збільшується у – 3,09 раза). Строк служби контактів ( $R_{\text{пер}}^* = 3$ ) у першому випадку  $t_3=3360$  год, а у другому –  $t_3'=10410$  год (термін збільшується у – 3,09 раза).

Обґрунтування термінів проведення ремонтних робіт та прогнозування строків служби контактів може базуватися за двох умов знань вихідної інформації: достатнього обсягу статистичної інформації; неповноти або невизначеності інформації.

Досвід отримання статистичної інформації, що характеризує еволюцію параметрів у часі та надійність контактних систем, показує на існування ряду об'єктивних і суб'єктивних причин, які спотворюють її достовірність. По-перше, це відсутність чіткої системи збору та реєстрації інформації, по-друге, збір інформації виконується технічними засобами, які мають різні технічні можливості. Недостатньо також отримувати статистичну інформацію у лабораторних умовах, бо експериментальним шляхом неможливо забезпечити упродовж довготривалого періоду підтримання реальних умов електричного навантаження, температурного режиму, вологості, концентрації у повітрі агресивних домішок та інших факторів впливу. Таким чином, отримання достатнього обсягу статистичної інформації зазначеного напрямку є

проблематичною і невирішеною задачею на сьогоднішній день. Для даних умов найбільш достовірними будуть твердження про знання інтервалів можливих значень вихідних показників та гіпотетичне твердження про можливі закони їх розподілу.

Тому забезпечення достовірності результатів і коректності обґрунтувань оптимальних термінів ремонтних робіт та прогнозування строків служби контактів повинно ґрунтуватися на підходах та теоретичних методах, що враховують неповноту або невизначеність вихідної інформації.

Пошук рішень за умов неповноти або невизначеності вихідних даних вимагає перш за все дослідження відносної оцінки впливу різних факторів на відхилення цільової функції (дослідження чутливості). Це дає змогу провести ранжування факторів за рівнем впливу, оцінити вплив похибки вихідних даних на результати та виявити потребу у додатковому уточненні інформації про окремі фактори з найбільшим рівнем впливу.

Для класичної будови розбірного контактного з'єднання шин узагальнений вираз цільової функції із зазначенням чинників впливу матиме вигляд [115]:

$$R_{\text{пер}}^* = f(N, \theta, \theta_0, t_m, S_m, H_0), \quad (5.1)$$

де  $N$  – зусилля контактної тиску;  $\theta$  – температура контактної з'єднання;  $\theta_0$  – температура оточуючого середовища;  $t_m$  – рівень середньої лінії нерівностей профілю контактної поверхні;  $S_m$  – середня довжина нерівностей профілю поверхні контактів;  $H_0$  – мікротвердість матеріалу контактів.

Для випадку контактної з'єднання, обладнаного конічними елементами із сплавів з ЕПФ та ЕНП, цільова функція перехідного опору може бути отримана на основі рівняння (4.47) з урахуванням виразів зусилля даних елементів (4.39) та (4.44) [115]:

$$R_{\text{пер}}^* = \frac{1}{\left[ 1 - 300 \cdot \sqrt{2 \cdot D \cdot \exp\left(\frac{-U}{K \cdot \theta}\right) \cdot t} \right] \cdot \exp\left(\frac{-U}{K \cdot \theta}\right) \cdot S_m \cdot t_m \cdot H_0} \times$$

$$\times \frac{1 - 1,352 \cdot 10^{-2} \cdot \theta^{0,666}}{(1 - 1,352 \cdot 10^{-2} \cdot \theta_0^{0,666}) \cdot \sigma_{\text{ТМ}} (D_{\text{ТШ}}^2 - d_{\text{ТШ}}^2) \cdot \ln(1 + \varepsilon) \cdot h} \times$$

$$\times \frac{1}{\sqrt{(0,75 \cdot \varepsilon D_{\text{ТШ}} + 0,5 \cdot D_{\text{ТШ}} - 0,5 \cdot d_{\text{ТШ}})^2 - 0,25 \cdot (D_{\text{ТШ}} - d_{\text{ТШ}})^2}} \quad (5.2)$$

Відповідно для рівняння (5.2)

$$R_{\text{пер}}^* = f(\sigma_{\text{тм}}, \theta, \theta_0, t_m, S_m, H_0) . \quad (5.3)$$

Узагальненим показником чутливості цільової функції до зміни вихідних даних є коефіцієнт еластичності [116], який характеризує відносну зміну цільової функції при одиничній відносній зміні вихідних даних.

Для випадку з рівняннями (5.1) та (5.3) коефіцієнт еластичності можна обчислити за формулами, що враховують вплив:

$$\text{зусилля контактного тиску} - \delta_N = \left( R_{\text{пер}}^* \right)'_N \cdot \frac{N}{R_{\text{пер}}^*};$$

$$\text{температури контактного з'єднання} - \delta_{\theta} = \left( R_{\text{пер}}^* \right)'_{\theta} \cdot \frac{\theta}{R_{\text{пер}}^*};$$

$$\text{показників нерівностей профілю поверхні контакту} - \delta_{t_m} = \left( R_{\text{пер}}^* \right)'_{t_m} \cdot \frac{t_m}{R_{\text{пер}}^*},$$

$$\text{та } \delta_{S_m} = \left( R_{\text{пер}}^* \right)'_{S_{\text{мш}}} \cdot \frac{S_m}{R_{\text{пер}}^*};$$

$$\text{температури оточуючого середовища} - \delta_{\theta_0} = \left( R_{\text{пер}}^* \right)'_{\theta_0} \cdot \frac{\theta_0}{R_{\text{пер}}^*};$$

$$\text{мікротвердості матеріалу контактів} - \delta_{H_0} = \left( R_{\text{пер}}^* \right)'_{H_0} \cdot \frac{H_0}{R_{\text{пер}}^*};$$

$$\text{термомеханічної напруги сплавів з ЕПФ та ЕНП} - \delta_{\sigma_{\text{тм}}} = \left( R_{\text{пер}}^* \right)'_{\sigma_{\text{тм}}} \cdot \frac{\sigma_{\text{тм}}}{R_{\text{пер}}^*}.$$

У наведених рівняннях складові  $\left( R_{\text{пер}}^* \right)'_N, \left( R_{\text{пер}}^* \right)'_{\theta} \dots$  та інші являють собою похідні від цільової функції за відповідним параметром.

Результати розрахунку коефіцієнтів еластичності наведено у табл.5.2.

Таблиця 5.2. Еластичність перехідного опору контактному з'єднання алюмінієвих шин до зміни вихідних даних

Варіанти математичних моделей перехідного опору	Коефіцієнти еластичності відповідних параметрів, %						
	$\delta_N$ ,	$\delta_\theta$ ,	$\delta_{\theta_0}$ ,	$\delta_{S_m}$ ,	$\delta_{t_m}$ ,	$\delta_{H_0}$ ,	$\delta_{\sigma_{TM}}$ ,
Для класичного контакту	2,124	2,524	0,944	2,124	2,124	2,124	-
Для контакту, обладнаного пристроями із сплавів з ЕПФ та ЕНП	-	1,232	0,475	0,748	0,748	0,748	0,748

Із табл.5.2 видно, що зміна температури  $\theta$  на 1% призводить до зміни перехідного опору відповідно до варіантів контакту на 2,524 та 1,232%. Відмінність коефіцієнтів еластичності за прийнятими варіантами обумовлена тим, що упродовж періоду експлуатації класичного варіанту контакту відбувається поступове зменшення контактного тиску через накопичення залишкових деформацій при нагріванні контактів струмами короткого замикання. Застосування кінцевого елемента з ефектом надпружності стабілізує контактний тиск і, відповідно, зменшує зростання температури та її вплив на перехідний опір. Однак, рівень температури у даному випадку продовжуватиме впливати на мікротвердість матеріалу контактів та темп росту оксидних плівок. За даними табл.5.2 можна також зробити висновок про наближено рівний вплив усіх чинників на перехідний опір за виключенням температури оточуючого середовища.

#### 5.4. Обґрунтування термінів ремонтних робіт та прогнозування строків служби контактів розбірного типу за умов неповноти вихідної інформації

Традиційні етапи імовірнісного аналізу випадкових подій у технічних системах передбачають знання вихідних величин у вигляді статистичної інформації. Однак, як уже зазначалося у розділі 5.3. отримати достатній обсяг достовірної інформації, яка дасть можливість визначити узагальнені коректні оцінки випадкових подій, практично неможливо. Тому імовірнісний аналіз пропонується здійснювати на основі таких положень [117]:

- область можливих значень випадкових факторів задається інтервалами (наприклад, за методом експертних оцінок спеціалістів);
- базуючись на численних результатах статистичного аналізу випадкових факторів, які фігуруватимуть у подальшому в математичних моделях, приймається твердження, що розподіл імовірності випадкових факторів визначається законом Гауса (нормальний закон розподілу);
- ймовірнісна оцінка інтервалів функції випадкових факторів за прийнятих умов неповноти вихідної інформації визначається за нерівністю Чебишева.
- проводиться аналіз чутливості імовірнісного значення функції при різних законах розподілу імовірності випадкових факторів (з метою порівняння).

Обґрунтування термінів ремонтних робіт та прогнозування строків служби контактів розбірного типу передбачає наступні узагальнені умови: граничні значення відносної величини перехідного опору для проведення ремонтних робіт контактів  $R_{\text{пер}}^* = 2$ , строку служби контактів –  $R_{\text{пер}}^* = 3$  [94]; врахування впливу на імовірнісну величину термінів всіх факторів, що носять випадковий характер.

В основу аналізу задачі обґрунтування термінів доцільно покласти математичну модель (4.47), яка дає можливість моделювати процес старіння контактів у часі. Після відповідних її перетворень відносно часу  $t$  отримаємо [117]:

$$t = \frac{9,006 \cdot 10^{-6} \cdot N^2 (R_{\text{пер}}^* - 1)^2 \left[ 1 - \left( \frac{x_3}{640} \right)^{0,666} \right]^2}{D \cdot R_{\text{пер}}^{*2} \left[ \exp \left( \frac{-U}{K \cdot x_1} \right) \right]^3 \cdot x_2^2 \cdot x_4^2 \cdot x_5^2 \cdot \left[ 1 - \left( \frac{x_1}{640} \right)^{0,666} \right]^2}, \quad (5.5)$$

де  $x_1 = \theta$ ;  $x_2 = t_m$ ;  $x_3 = \theta_0$ ;  $x_4 = S_m$ ;  $x_5 = H_0$ . У подальшому дані чинники будуть представлені інтервалами [117]:

$$\theta \in (\alpha_1; \beta_1); \quad t_m \in (\alpha_2; \beta_2); \quad \theta_0 \in (\alpha_3; \beta_3); \quad S_m \in (\alpha_4; \beta_4); \quad H_0 \in (\alpha_5; \beta_5).$$

Відповідно до запису рівняння (5.5), щільність ймовірності сумісного здійснення декількох незалежних факторів:

$$p(x_1, x_2, x_3, x_4, x_5) = \prod_{i=1}^5 p_i(x_i), \quad (5.6)$$

де щільність імовірності випадкового фактора при нормальному законі розподілу (за законом Гауса)

$$p_i(x) = \frac{1}{\sigma_i \sqrt{2 \cdot \pi} C_i} \cdot \left\{ \exp \left[ -\frac{(x-m_i)^2}{2\sigma_i^2} \right] \right\}; \quad (5.7)$$

$$C_i = \frac{1}{\sigma_i \sqrt{2 \cdot \pi}} \cdot \int_{\alpha_i}^{\beta_i} \exp \left[ -\frac{(x-m_i)^2}{2\sigma_i^2} \right] \cdot dx; \quad (5.8)$$

$$m_i = \frac{\alpha_i + \beta_i}{2}; \quad \sigma_i = \frac{k \cdot (\beta_i - \alpha_i)}{20}; \quad i = \overline{1,5}; \quad k = \overline{1,7}.$$

При рівномірному розподілі щільності імовірності випадкових величин:

$$p(x_1, x_2, x_3, x_4, x_5) = \prod_{i=1}^5 p_i, \quad \text{де} \quad p_i = \frac{1}{\beta_i - \alpha_i}.$$

Математичне сподівання часу  $t$  [117]:

$$\begin{aligned} Mt &= \int_{\alpha_1}^{\beta_1} \dots \int_{\alpha_5}^{\beta_5} t(x_1, x_2, x_3, x_4, x_5) p(x_1) p(x_2) p(x_3) p(x_4) p(x_5) d x_1 \dots d x_5 = \\ &= \int_{\alpha_1}^{\beta_1} \dots \int_{\alpha_5}^{\beta_5} \frac{9,006 \cdot 10^{-6} \cdot N^2 (R_{\text{пер}}^* - 1)^2 \left[ 1 - \left( \frac{x_3}{640} \right)^{0,666} \right]^2}{D \cdot R_{\text{пер}}^{*2} \left[ \exp \left( \frac{-U}{K \cdot x_1} \right) \right]^3 \cdot x_2^2 \cdot x_4^2 \cdot x_5^2 \cdot \left[ 1 - \left( \frac{x_1}{640} \right)^{0,666} \right]^2} \times \\ &\times p(x_1) p(x_2) p(x_3) p(x_4) p(x_5) d x_1 \dots d x_5 \end{aligned} \quad (5.9)$$

$$\begin{aligned}
Mt^2 &= \int_{\alpha_1}^{\beta_1} \dots \int_{\alpha_5}^{\beta_5} t^2(x_1, x_2, x_3, x_4, x_5) p(x_1) p(x_2) p(x_3) p(x_4) p(x_5) dx_1 \dots dx_5 = \\
&= \int_{\alpha_1}^{\beta_1} \dots \int_{\alpha_5}^{\beta_5} \frac{9,006^2 \cdot 10^{-12} \cdot N^4 (R_{\text{пер}}^* - 1)^4 \left[ 1 - \left( \frac{x_3}{640} \right)^{0,666} \right]^4}{D^2 \cdot R_{\text{пер}}^{*4} \left[ \exp\left( \frac{-U}{K \cdot x_1} \right) \right]^6 \cdot x_2^4 \cdot x_4^4 \cdot x_5^4 \cdot \left[ 1 - \left( \frac{x_1}{640} \right)^{0,666} \right]^4} \times \\
&\times p(x_1) p(x_2) p(x_3) p(x_4) p(x_5) dx_1 \dots dx_5
\end{aligned} \tag{5.10}$$

Середнє квадратичне відхилення часу обчислюється за виразом:

$$\sigma_t = \sqrt{Mt^2 - (Mt)^2} \tag{5.11}$$

Відповідно до прийнятих положень аналізу імовірнісну чисельну оцінку інтервалів часу  $t$  за умов неповноти вихідної інформації отримаємо з використанням нерівності Чебишева [117].

Для умови [117]:

$$P\{|t - Mt| \leq k \cdot \sigma_t\} \geq 1 - \frac{1}{k^2}, \quad P \geq 0,95 \Rightarrow k = \sqrt{20} \tag{5.12}$$

інтервал часу (для імовірності  $P \geq 0,95$ ) визначатиметься:

$$Mt - \sqrt{20} \cdot \sigma_t \leq t \leq Mt + \sqrt{20} \cdot \sigma_t \tag{5.13}$$

Обчислювальний експеримент імовірнісних інтервалів часу  $t$  досягнення перехідним опором граничних значень  $R_{\text{пер}}^* = 2$  та  $R_{\text{пер}}^* = 3$  розглянуто на прикладі контактної системи розбірного типу алюмінієвих шин. При цьому передбачається врахування різного характеру вихідних даних: детерміновані; випадкові з нормальним законом розподілу; випадкові з рівномірним розподілом щільності; детерміновані і випадкові з різними законами розподілу. Вихідні дані:  $N=16000$  Н;  $K=1,33 \cdot 10^{-23}$ ;  $D=10^{-4}$ ;  $U=0,5 \cdot 10^{-21}$ ;  $\theta \in [25; 100]$ ;  $t_m \in [0,5; 0,55]$ ;  $\theta_0 \in [5; 30]$ ;  $S_m \in [0,25; 0,3]$ ;  $N_0 \in [450; 550]$ .

На рис.5.2 представлено результати розрахунку інтервалів часу при умові нормального розподілу щільності імовірності випадкових факторів. Із рис.5.2 видно, що еволюція перехідного опору у часі (при умові стабілізації



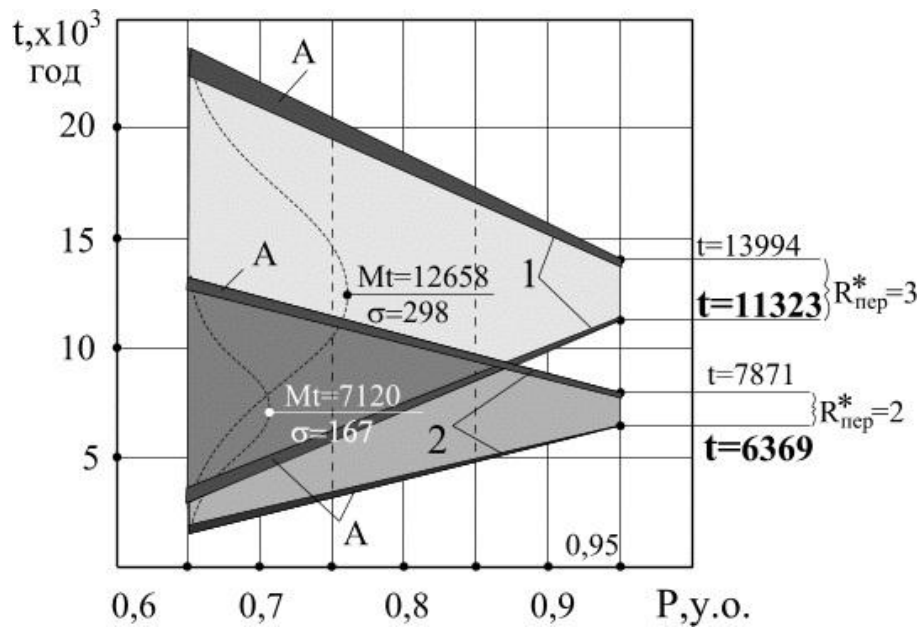


Рис.5.2. Залежність інтервалу часу  $t$  від величини імовірності для:

$$1 - R_{\text{пер}}^* = 2; \quad 2 - R_{\text{пер}}^* = 3$$

контактного тиску) з ймовірністю  $P \geq 0,95$  досягне рівня  $R_{\text{пер}}^* = 2$  упродовж відрізка часу  $t = 6369 \dots 7871$  год, та відповідно рівня  $R_{\text{пер}}^* = 3$  – упродовж відрізка часу  $t = 11323 \dots 13994$  год. Для класичної моделі контакту без пристроїв керування тиском із сплавів з ЕПФ та ЕНП аналогічні показники становлять, відповідно – 1993 та 3094 год [39].

У подальшому за експлуатаційні показники часу проведення ремонтних робіт та строку служби контактів необхідно прийняти нижчі крайні значення відповідних інтервалів часу, бо за межами даних термінів зростає імовірність переходу контактного з'єднання до стану теплового руйнування. На рис.5.2 також проілюстровано ілюстрацію впливу звуження інтервалу вихідних величин у 2,5 раза (див. рис.5.2, зони А).

Обраний метод аналізу процесу старіння розбірних контактних систем дає можливість дати імовірнісну оцінку впливу розміру інтервалу невизначеності вихідних факторів на розрахункові показники старіння контактів. Алгоритм даного аналізу наступний. Почергово вихідні показники (дивись попередній приклад) фіксуються на рівні математичного сподівання за виключенням одного, який умовно носить випадковий характер, має інтервал невизначеності, що встановлюється методом експертних оцінок, та нормальний закон розподілу. Аналогічний обчислювальний експеримент було проведено за умови, що щільність імовірності випадкового фактора характеризується рівномірним розподілом. Результати розрахунків представлено на рис.5.3 і в табл.5.3.

Одержані результати (див. рис.5.3) збігаються в основному з висновками, наведені у розділі 5.3 при дослідженні чутливості функції перехідного опору до зміни вихідних чинників. На основі результатів обчислювального експерименту (рис.5.2 та табл.5.3) необхідно зробити основний висновок, що процес старіння контактів найбільше пов'язаний з температурою контактного з'єднання.

Найбільший вплив на імовірнісну величину інтервалу часу створює фактор температури контакту. Для умов імовірнісного аналізу даний фактор некерований, тобто його вихідні значення обумовлюються природними та технічними обмеженнями і можуть бути змінені при введенні нових нормативних документів, що стосуються температурних режимів контактних систем. Інші вихідні фактори можуть передбачати стадії уточнення і, відповідно, звуження інтервалів можливих значень. Наприклад, контактні системи можна класифікувати за певними ознаками – матеріалом контактів, технологією їх виготовлення, оснащенням додатковими елементами для керування контактним тиском, тощо. Для окремих підкласів контактів обґрунтування термінів проведення ремонтних робіт та строків служби матиме меншу похибку і носитиме більш коректний узагальнений характер.

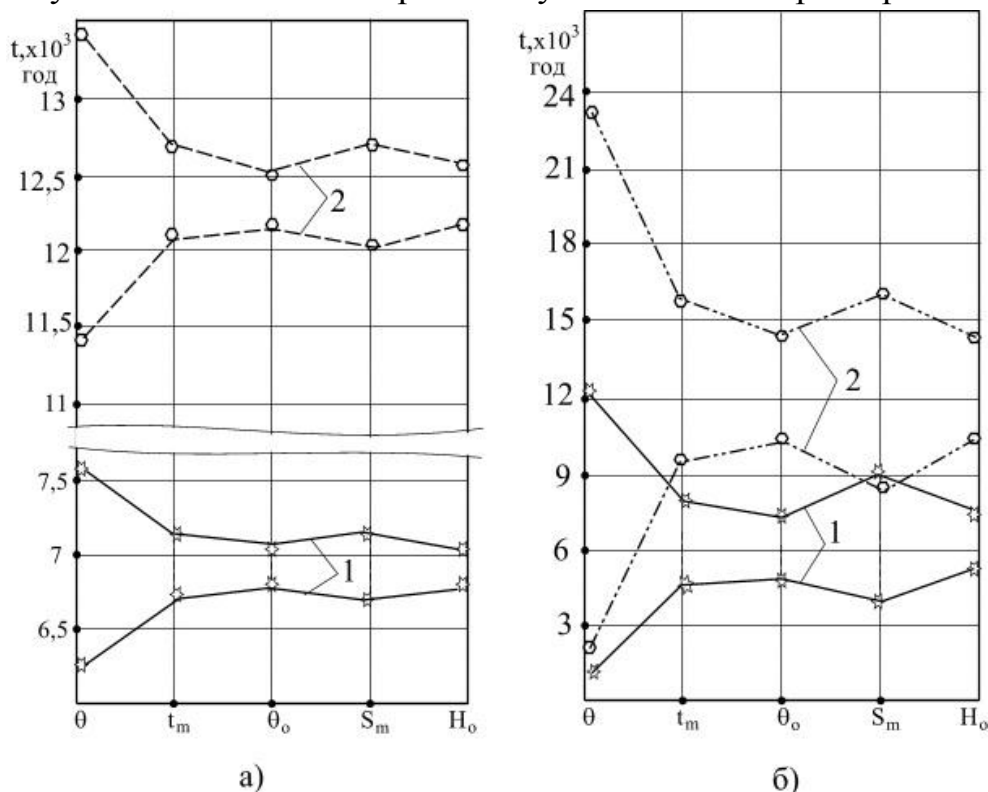


Рис.5.3. Вплив інтервалу невизначеності вихідних чинників на імовірнісну величину інтервалу часу:

а– нормальний закон розподілу щільності випадкової величини; б– рівномірний закон розподілу щільності випадкової величини; 1 –  $R_{\text{пер}}^* = 2$ ; 2 –  $R_{\text{пер}}^* = 3$

Таблиця 5.3. Результати обчислювального експерименту визначення імовірнісних інтервалів часу еволюції перехідного опору до рівнів  $R_{\text{пер}}^* = 2$  та  $R_{\text{пер}}^* = 3$

$R_{\text{пер}}^* = 2$		Вихідні фактори	$R_{\text{пер}}^* = 3$
1	$6369 \leq t \leq 7871$	$x_1 \dots x_5$ – нормально розподілені величини	$11323 \leq t \leq 13994$
2	$3872 \leq t \leq 10188$	$x_1$ – нормально розподілена величина $x_2 \dots x_5$ – рівномірно розподілені	$6883 \leq t \leq 18111$
3	$1150 \leq t \leq 16299$	$x_2 \dots x_4$ – нормально розподілені $x_1, x_5$ – рівномірно розподілені	$563 \leq t \leq 28977$
4	$6404 \leq t \leq 7532$	$x_1$ – нормально розподілена величина $x_2 \dots x_5$ – детерміновані	$11383 \leq t \leq 13391$
5	$6816 \leq t \leq 7112$	$x_2$ – нормально розподілена величина $x_1, x_3 \dots x_5$ – детерміновані	$12117 \leq t \leq 12644$
6	$6866 \leq t \leq 7062$	$x_3$ – нормально розподілена величина $x_1, x_2, x_4, x_5$ – детерміновані	$12207 \leq t \leq 12554$
7	$6788 \leq t \leq 7140$	$x_4$ – нормально розподілена величина $x_1, x_2, x_3, x_5$ – детерміновані	$12067 \leq t \leq 12694$
8	$6877 \leq t \leq 7051$	$x_5$ – нормально розподілена величина $x_1, x_2, x_3, x_4$ – детерміновані	$12225 \leq t \leq 12536$
9	$1405 \leq t \leq 13209$	$x_1$ – рівномірно розподілена величина $x_2 \dots x_5$ – детерміновані	$2656 \leq t \leq 23811$
10	$5261 \leq t \leq 8698$	$x_2$ – рівномірно розподілена величина $x_1, x_3 \dots x_5$ – детерміновані	$9354 \leq t \leq 15463$
11	$5830 \leq t \leq 8134$	$x_3$ – рівномірно розподілена величина $x_1, x_2, x_4, x_5$ – детерміновані	$10364 \leq t \leq 14460$
12	$4941 \leq t \leq 9032$	$x_4$ – рівномірно розподілена величина $x_1, x_2, x_3, x_5$ – детерміновані	$8784 \leq t \leq 16056$
13	$5960 \leq t \leq 7979$	$x_5$ – рівномірно розподілена величина $x_1, x_2, x_3, x_4$ – детерміновані	$10596 \leq t \leq 14185$

## РОЗДІЛ 6. ТЕОРЕТИЧНЕ ОБГРУНТУВАННЯ СИСТЕМИ ЕКСПЛУАТАЦІЙНОГО КОНТРОЛЮ КОНТАКТНИХ З'ЄДНАНЬ ТЕРМОЧУТЛИВИМИ ПРИСТРОЯМИ З ЕФЕКТОМ ПАМ'ЯТІ ФОРМИ

### 6.1. Основні вимоги до засобів контролю стану КЗ

Вимоги до засобів контролю температури КЗ у певній мірі залежать від вимог до контактних з'єднань та специфіки їх експлуатації в умовах сільськогосподарського виробництва.

З точки зору функціональних вимог та ефективного використання в системі після оглядової експлуатації, засоби контролю температурного стану контактних з'єднань повинні забезпечувати:

- можливість контролю стану контактних з'єднань по одному параметру – температурі;
- виконання контролю стану КЗ, як відкритих, так і важкодоступних;
- безперервний контроль без відключення електроустановки з періодичним зчитуванням інформації;
- високу надійність засобів контролю та стабільність їх параметрів в умовах тривалої експлуатації;
- безпечність при діагностуванні;
- достатню достовірність вимірювання та зручність зчитування інформації;
- простий спосіб монтажу та догляду в експлуатації;
- малі габарити та масу.

Пристрої для контролю стану КЗ повинні бути придатні для застосування в агресивних середовищах, що супроводжують технологічні процеси сільськогосподарського виробництва. Основний напрямок розробки повинен бути спрямований на досягнення високої надійності, мініатюризації та простоти конструкції.

### 6.2. Обґрунтування застосування сплавів з ефектом пам'яті форми для термочутливих елементів засобів вимірювання температури контактних з'єднань

Аналіз сучасних засобів вимірювання температури КЗ довів, що жоден з цих методів не задовольняє в повній мірі всіх вимог. Тому у подальшому, роботи із забезпечення надійності КЗ були спрямовані на розробку принципово нового способу контролю температури КЗ. У результаті було запропоновано вимірювати температуру термочутливим елементом, виготовленим на основі сплаву з ефектом пам'яті форми (ЕПФ) [118, 119, 120, 121].

Функціональні властивості елементів з ЕПФ подібні до термобіметалічних елементів, які вже достатньо вивчені та впровадженні в електротехніці. Але термоелементи з ЕПФ можуть застосовуватись набагато ширше. Використання деяких анізотропних властивостей цих сплавів дозволяє створювати компактні та автоматизовані установки, що мають недосяжні раніше характеристики.

Ефект пам'яті форми – це властивість деяких сплавів, що підлягли деформації, спонтанно відновлювати при нагріванні первинну форму, яку вони мали до деформації [122, 123]. ЕПФ виникає при термопружній рівновазі між високо– та низькотемпературною мартенситними фазами у сплаві. Пряме мартенситне перетворення у сплавах, що володіють ЕПФ, розвивається при охолодженні в порівняно вузькому температурному інтервалі (температури початку та кінці мартенситного перетворення відрізняються на десятки, а в деяких сплавах на одиниці градусів). Механічні напруги, що виникають протягом кристалографічного перетворення, не перевищують границі пружності високотемпературної фази і на границях розподілу "високотемпературна фаза – мартенсит" зберігається пружний зв'язок кристалографічних решіток обох фаз. Відповідна пружна енергія є рушійною силою зворотного перетворення "мартенсит – високотемпературна фаза", що відбувається при нагріванні. Зворотне перетворення, що протікає так як і пряме у вузькому інтервалі температур, також носить мартенситний характер і повертає атоми у вихідне положення. Точки  $A_n$ ,  $A_k$  – температура початку і кінця прямого мартенситного перетворення при нагріванні;  $M_n$ ,  $M_k$  – температура початку та в кінці зворотного мартенситного перетворення при охолодженні. Стрілки показують напрямок зміни температури [122].

Однією з властивостей сплавів з ЕПФ є здатність до загальної відносної деформації зразка в межах 1–5%. Ця деформація значно більше максимальної пружної деформації звичайних металів, яка становить десятки частки відсотка, але вона накопичується не за рахунок незворотних зсувів у металі (пластична деформація відсутня), а в результаті спрямованого мартенситного перетворення. Якщо при цьому перетворенні прикладається зовнішня сила, то зміщення атомів впорядковуються. Нагрівання викликає зворотне мартенситне перетворення, тобто ця деформація зникає, тому що атоми повертаються в те положення, яке вони займали в решітці високотемпературної фази до деформації. Зовні це спостерігається як відтворення початкової форми зразка.

Сьогодні ЕПФ виявлений у широкого кола двох- та трьохкомпонентних сплавів, зокрема Ti-Ni, Cu-Al-Mn, Cu-Al, Fe-Ni, Cu-Mn, Au-Cd, Cu-Zn-Al та ін. [123]. Принцип застосування ЕПФ полягає в наступному: термочутливому елементу (ТЕ) задається необхідна форма і в такому вигляді його відпалюють для "запам'ятовування" форми. Після охолодження нижче температури

закінчення зворотного мартенситного перетворення ТЕ деформують. У разі подальшого нагрівання вище за температуру закінчення прямого мартенситного перетворення ТЕ відновить свою форму і при цьому може виконати роботу. Таким чином, зміна форми термочутливого елемента є наслідком того, що його температура перевищує певне значення  $\Theta_{те}$ , яке залежить від відсоткового співвідношення компонентів у сплаві з ЕПФ. Отже, змінюючи це співвідношення, можна створити цілу гаму термомеханічних показників ТЕ, які сигналізуватимуть про перевищення заданих значень  $\Theta_{те}$ .

ТЕ на основі сплаву з ефектом пам'яті форми мають значні перспективи подальшого використання в приладобудуванні. Це обумовлено такими чинниками:

- ТЕ на основі сплаву з ЕПФ мають властивість значно деформуватись та розвивати великі зусилля. Нагрівання ТЕ є достатнім для того, щоб його можна було безпосередньо використати як виконавчий орган. Ця обставина дозволяє виконати вказівник температури та терморегулятор надзвичайно простими та компактними;

- діапазон робочих температур термочутливих елементів з ЕПФ знаходиться в широких межах (зокрема, для сплавів на основі міді від  $-60$  до  $+180$  °С, що цілком задовольняє умови роботи електроустановок).

Дослідження показали, що найбільш ефективним для контролю температури КЗ є застосування сплаву з ЕПФ Cu-Al-Mn. Це зумовлено:

- високими функціональними властивостями, теплофізичними характеристиками та високою антикорозійною стійкістю;
- відсутністю принципових обмежень на одержання сплаву Cu-Al-Mn в достатніх об'ємах;
- нижчою вартістю сплавів на основі міді порівняно зі сплавами на основі Ni-Ti.

Отже, контроль за станом контактних з'єднань було запропоновано здійснювати за допомогою вказівників перегрівання, виготовлених із застосуванням термочутливих елементів на основі сплаву з ефектом пам'яті форми Cu-Al-Mn [119,121,124]. Шляхом експериментальних досліджень та аналізу вимог інженерних служб енергетичних підприємств, де були встановлені дослідні партії вказівників перегрівання (ВП), було з'ясовано, що найбільш доцільно використовувати три різновиди ВП – з температурою спрацювання 50, 70 та 100 °С. Для визначення технічного стану КЗ приводять елементарні перевірки, дотримуючись при цьому певних правил, що встановлюють послідовність аналізу результатів останніх та прийняття рішень обслуговуючим персоналом. Результатом елементарної перевірки є положення сигнальних частин ВП, встановлених на конкретному контактному з'єднанні.

Висновок про технічний стан КЗ робиться залежно від положення сигнальних частин кожного з трьох встановлених ВП при перевірках (який саме ВП спрацював при цьому).

Використовуючи рис.6.1, розглянемо принцип визначення температурного стану КЗ шляхом застосування ВП.

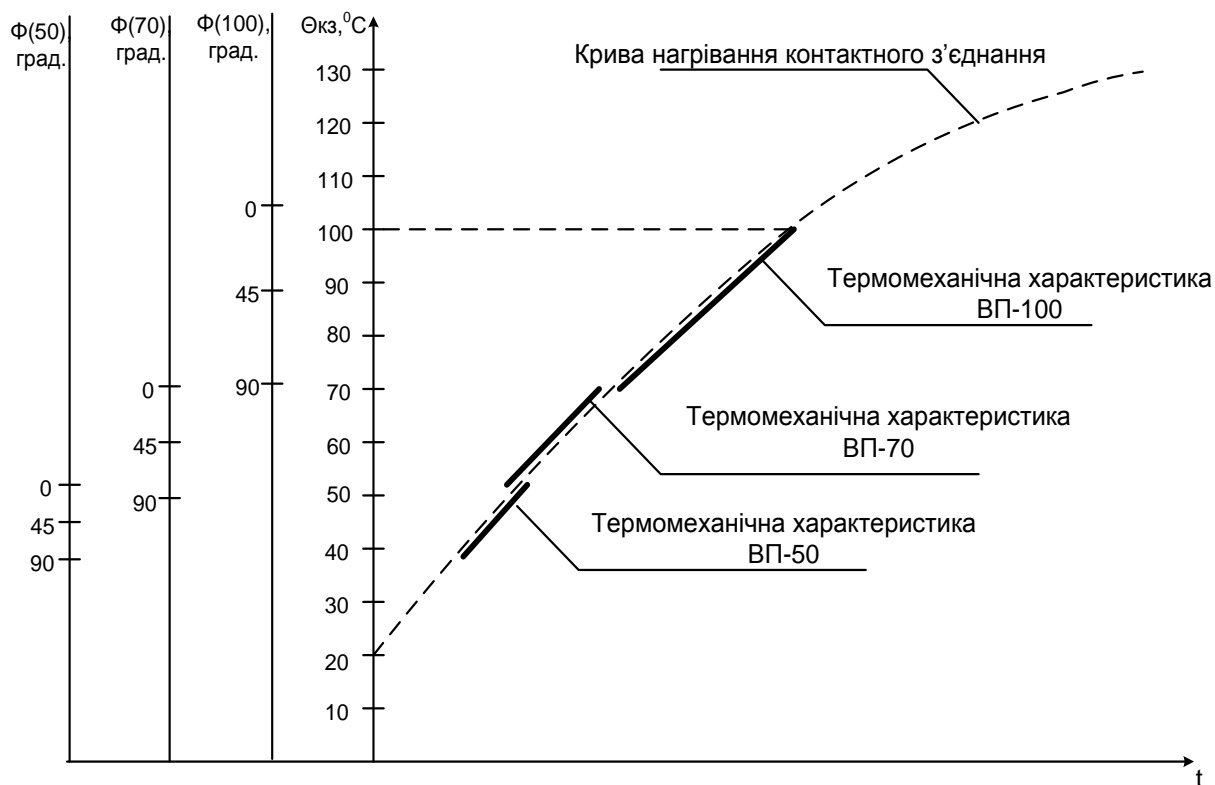


Рис.6.1. Характер процесу відновлення форми вказівками перегрівання з температурою спрацювання 50, 70 та 100 °C при нагріванні контактної з'єднання

Внаслідок нагрівання контактної з'єднання спочатку спрацює вказівник з температурою відновлення форми 50 °C. Даний режим близький до найбільшого нормованого допустимого значення температури КЗ на відкритому повітрі для нероз'ємних контактних з'єднань без покриття [125].

Це означає, що спрацювання ВП-50 носить суто інформативний характер і вимагає від обслуговуючого персоналу робити відмітки в журналі огляду КЗ та зробити детальне обстеження цього КЗ при наступній плановій перевірці.

Спрацювання ВП-70 свідчить про наближення температури даного КЗ до гранично допустимого значення. Час, за який температура КЗ зросте від 70 до 95 °C, важко прогнозувати, тому що криві досить круті, і прогнозування терміну досягнення температури КЗ граничного значення не буде коректним.

Режим системи контролю передбачає ремонт даного КЗ при найближчому відключенні електроустановки (протягом декількох діб).

При перевищенні температури КЗ 100 °С спрацює ВП–100. Подальша експлуатація КЗ неможлива, тому в даному випадку необхідно при найближчій зупинці технологічного процесу та електроустановки провести аварійний ремонт чи зміну пошкодженого КЗ.

Отже, виявлені спрацювання ВП передбачають відповідний порядок дій персоналу, які ми будемо називати моделлю взаємодії в системі експлуатаційного контролю контактних з'єднань (СЕК КЗ).

### 6.3. Розробка вказівника перегрівання для неперервного контролю стану КЗ

Конструкція ВП повинна відповідати таким вимогам:

- забезпечувати зручний монтаж у контактному вузлі;
- давати можливість спостереження за сигнальною частиною з безпечної відстані, якщо електроустановка знаходиться під навантаженням.

ВП конструктивно складається з термочутливого елемента, виготовленого зі сплаву з ЕПФ, та сигнальної частини, яка являє собою синтетичну термостійку самоклеючу плівку із світловідблискуючим шаром (рис.6.2). З точки зору функціонального призначення та з метою оптимізації їх розмірів, ТЕ умовно поділяється на монтажну частину ТЕ (див рис.6.3), призначену для кріплення ВП у контактному вузлі та контактного теплообміну між ТЕ та КЗ; реагуючу частину ТЕ, яка підлягає деформації (згинанню під кутом 90°) під час монтажу ВП; зону ТЕ з сигнальною частиною.

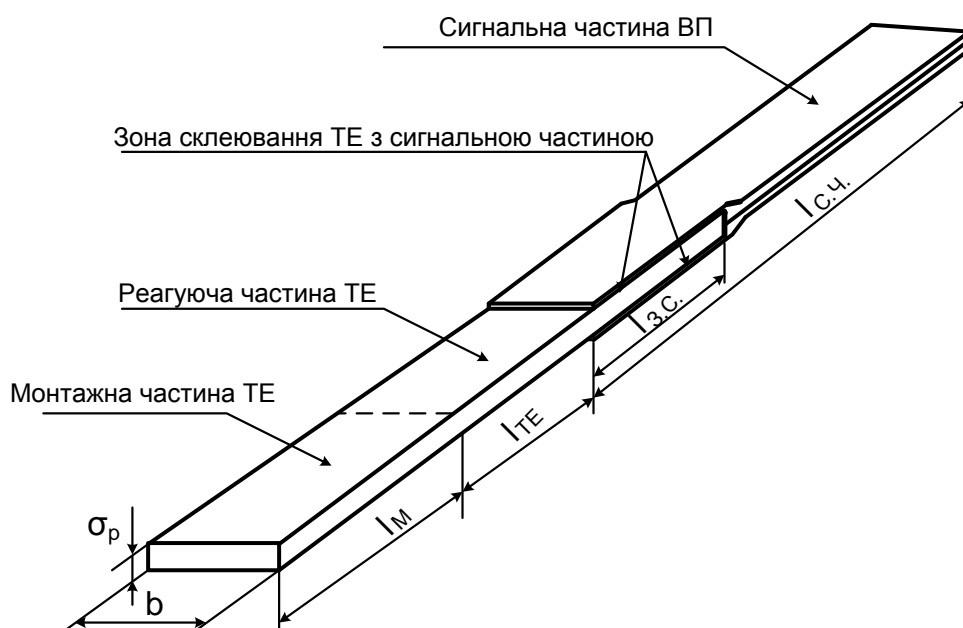


Рис.6.2. Конструктивні елементи вказівника перегрівання



Методика застосування вказівників перегрівання, як засобів контролю температури контактного типу, зводиться до візуального спостереження за сигнальною частиною пристрою. При цьому термочутливий елемент розрахований на певну температуру, перевищення якої і викликає його спрацювання (при нагріванні КЗ термочутливий елемент ВП відновлює форму і положенням сигнальної частини вказує на перевищення температури в даному контактному вузлі над температурою відновлення форми ВП).

Термочутливий елемент вказівника перегрівання нагрівається внаслідок контактної теплообміну з КЗ. Коли температура досягає значення термомеханічного повернення, ТЕ "згадує" початкову форму, яка була "закладена" в нього до деформації (як правило, це форма прямої стрічки). Деформація ВП здійснюється одразу після його монтажу на КЗ шляхом згинання його реагуючої частини під кутом  $90^\circ$  і називається активізацією (рис.6.3.).

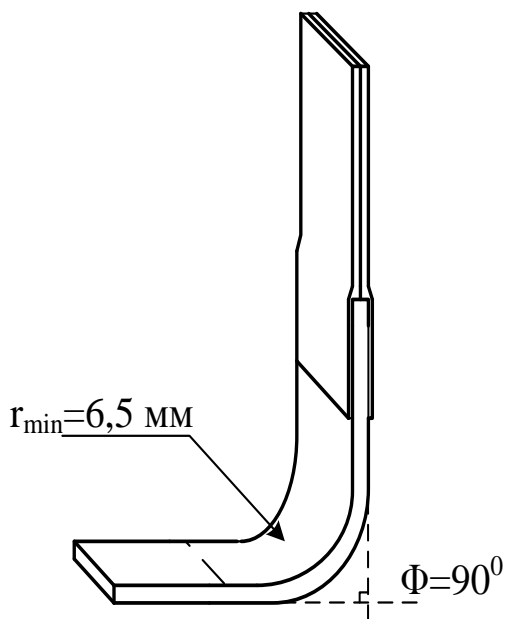


Рис.6.3. Вказівник перегрівання з активізованим термочутливим елементом

Геометричні розміри ВП були узгодженні з урахуванням наступних таких умов:

- забезпечення монтажу вказівників перегрівання у контактних вузлах різного типу в найбільш контактному вигляді та зручності щодо огляду його сигнальної частини;
- можливість деформування ВП після їх монтажу;
- забезпечення правил електробезпеки при оснащенні КЗ вказівниками перегрівання.

З даних міркувань випливає, що геометричні розміри обумовлюються технологічними та експлуатаційними вимогами щодо ВП. Розміри конструктивних елементів ВП повинні забезпечувати:

- надійне кріплення ВП у контактному вузлі під шайбу болта і гвинта за допомогою спеціального затискача (для забезпечення необхідної теплопередачі та механічного кріплення ВП на контакті, довжина монтажної частини  $\delta_m$  має бути не меншою ніж 10 мм; нехай  $\delta_m=10$  мм);
- надійність кріплення сигнальної частини до термочутливого елементу ВП (проведені випробування на відривання сигнальної частини від ТЕ дають впевненість, що при довжині шару склеювання  $\delta_c$  близько 10 мм зусилля відривання становить 1,5 – 2 кг, що повністю задовольняє експлуатаційні умови. Виходячи з цього, приймаємо  $\delta_c=10$  мм);
- надійне формовідновлення ТЕ протягом багаточисельних спрацювань. Виходячи з вимог щодо технологічності виготовлення ВП, ширину ТЕ  $b$  приймаємо 6 мм.

Довжина реагуючої частини обиралась відповідно до умови забезпечення надійного формовідновлення ТЕ. При цьому враховувались такі фактори:

- загальна допустима деформація  $\epsilon_{\text{доп}}$  для сплаву Cu-Al-Mn "медалім" не повинна перевищувати 1,5% [122,123];
- розміри реагуючої частини мають бути мінімізовані з метою зменшення тепловідведення від ТЕ у зовнішнє середовище в активізованому стані, що може впливати на розбіг термомеханічних характеристик ВП.

Для цього було визначено допустимий мінімальний радіус кривизни деформування реагуючої частини. Для забезпечення допустимої деформації  $\epsilon_{\text{доп}}$  радіус деформування  $r$  реагуючої частини при її товщині  $\delta_{p.ч.}$ , з урахуванням схеми деформації, представленої на рис.6.4, було знайдено з таких співвідношень:

$$\Delta l_3 = l_3 - l_p ,$$

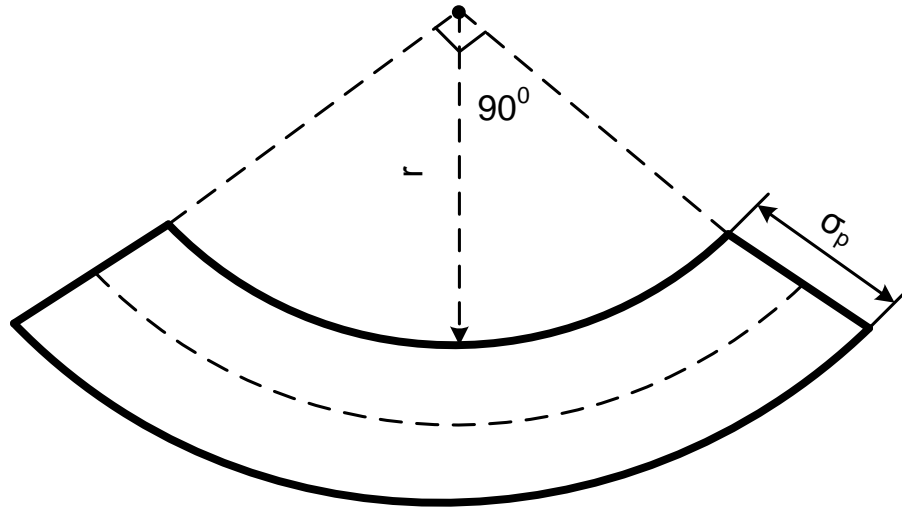


Рис.6.4. Модель деформування термочутливого елемента ВП

де  $\Delta l_s$  – збільшення довжини реагуючої частини по зовнішній стороні при деформуванні ВП під кутом  $90^\circ$ ;  $l_s$  – довжина реагуючої частини, яка не деформується при активізації ВП.

Оскільки  $l_s = \frac{\pi(r + \delta_p)}{2}$ , де  $\delta_p$  – товщина реагуючої частини, то:

$$\varepsilon_{\text{дон}}(\%) = \frac{\frac{\pi}{2}(r + \delta_p) - l_p}{l_p} \cdot 100\%.$$

Звідки

$$r = \frac{2l_p}{\pi} \left( \frac{\varepsilon_{\text{дон}}}{100} + 1 \right) - \delta_p. \quad (6.1).$$

Оскільки  $l_p = 10$  мм,  $\delta_p = 0,17$  мм та  $\varepsilon_{\text{дв}} = 1,5\%$ , то згідно з (6.1) отримаємо значення найменшого допустимого радіусу кривизни реагуючої частини ВП  $r = 6,29$  мм. Приймаємо  $r = 6,5$  мм.

Для визначення загальної довжини ТЕ необхідно додати довжини всіх її складових:  $l_m + l_p + l_c = l_{TE}$ . Отже, приймаємо  $l_{TE} = 30$  мм. Довжина сигнальної частини  $l_{c.ч.}$  повинна забезпечувати зручний огляд та достовірне визначення положення реагуючої частини. Приймаємо  $l_{c.ч.} = 30$  мм (значення  $l_{c.ч.}$  може змінюватись залежно від умов розміщення КЗ та можливості його огляду).

Отже, вказівник перегрівання контактних з'єднань має такі геометричні розміри: довжина термочутливого елемента  $l_{TE} = 30$  мм, довжина вказівника – 50 мм, ширина – 6 мм, товщина термочутливого елемента  $\delta_p = 0,17$  мм, найменший радіус деформування  $r = 6,5$  мм.

Кріплення ВП та КЗ здійснюється таким чином: монтажні частини ВП закладаються під сталю шайбу і протягуються болтом.

З метою перевірки правильності вибору способу та засобів контролю температурного стану КЗ в умовах експлуатації і дослідження їх характеристик при різних режимах роботи КЗ на спеціалізованих стендах було проведено комплекс експериментальних вимірювальних досліджень вказівників перегрівання та контактних вузлів, оснащених засобами контролю. Теоретичні дослідження дозволили встановити кількісний зв'язок температури нагрівання КЗ з головними експлуатаційними факторами: струмовим навантаженням, температурою середовища, контактним зусиллям натиснення, конструктивними особливостями, умовами та тривалістю експлуатації контактних з'єднань.

У лабораторних умовах було експериментально досліджено:

- температурні характеристики ВП для контролю стану КЗ;
- робото здатність та довіреність температурного контролю КЗ вказівниками перегрівання в контактних вузлах різної конструкції;
- правильність урахування експлуатаційних параметрів при побудові теорії, визначенні коефіцієнтів та постійних величин теоретичних залежностей.

Об'єктом дослідження були електричні нероз'ємні контактні з'єднання різних апаратів та пристроїв, оснащені вказівниками перегрівання. Досліджувались КЗ рубильників, розподільних та освітлювальних щитів, виводів автоматичних вимикачів та магнітних пускачів, трансформаторних підстанцій 10/0,4 кВ та ін.

Виробниче впровадження дозволило перевірити ефективність застосування засобів контролю контактних з'єднань.

#### 6.4. Дослідження термомеханічних характеристик термочутливих елементів на основі сплаву з ЕПФ

Основною характеристикою, що описує функціональні властивості вказівників перегрівання, є термомеханічна або кутова характеристика, яка являє собою залежність кута нахилу активізованого термочутливого елемента (ТЕ) вказівника  $\varphi$  від температури на контактному з'єднанні. Для отримання цих характеристик та проведення випробувань вказівників перегрівання контактних з'єднань розроблений стенд для дослідження термочутливих елементів (СДТЕ). Він призначений для дослідження термочутливих елементів сплаву з ЕПФ, виготовлених з тонкого прокату, а також для проведення приймально-здавальних випробувань вказівників перегрівання контактних з'єднань.

Стенд дає можливість:

1. Знімати та досліджувати термомеханічні характеристики термочутливих елементів, виготовлених з тонкого прокату сплаву з ЕПФ.

2. Досліджувати зразки ТЕ у таких режимах:

- при різній інтенсивності нагрівання;

- нагрівання в умовах інтенсивного руху повітря;

- нагрівання в замкненому повітряному просторі, ізольованому від впливу зовнішнього навколишнього середовища.

3. Підтримувати постійну температуру на площині нагрівального елемента вимірювальної головки.

4. Вимірювати кут відхилення досліджуваного зразка від вертикального положення шляхом візуального спостереження.

5. Вимірювати напругу, струм та омичний опір.

На верхній панелі розміщений нагрівальний елемент 1 (рис.6.5), затискач 3, за допомогою якого кріпиться досліджуваний зразок 2, шкала для вимірювання кута відхилення від вертикального положення (проградуйована в градусах) 4.

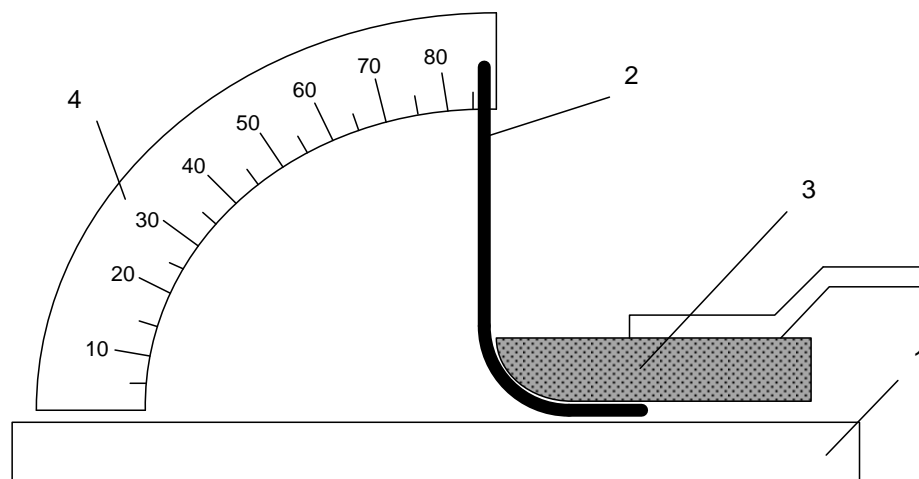


Рис.6.5. Шкала вимірів кута відхилення ВП від вертикального положення: 1–нагрівальний елемент; 2–дослідний ВП; 3–затискач; 4–шкала (проградуйована у градусах)

Методика дослідження термомеханічних характеристик вказівників перегрівання полягала в наступному:

- відбирались 300 штук ВП (по 100 шт. кожного типу);

- дослідження термомеханічних характеристик здійснювалось на стенді СДТЕ (згідно з описом та інструкцією проведення випробувань на стенді) при температурі навколишнього середовища 20 °С. За модель було взято з'єднання плоских шин, у передбачених каналах розміщувались термопари для контролю температури КЗ. Нагрівання здійснювалось електричним струмом, що пропускався через КЗ.

На кожному КЗ встановлюються три ВП, що мали однакову конструкцію та геометричні розміри, але відрізнялися термомеханічними характеристиками. Тому забарвлення сигнальних частин ВП було різне. На рис.6.6 зображені термомеханічні характеристики вказівників перегріву з температурою відновлення форми 50, 70, 100 °С. За температуру відновлення форми (температуру спрацювання вказівника) беремо температуру, при якій вказівник відновлює не менше 80% заданої деформації.

Важливо відзначити, що при дослідженні термомеханічних характеристик ВП було визначено проміжний діапазон значень залежності кута нахилу від температури КЗ (див. рис.6.6). Була зафіксована температура початку відновлення форми  $\Theta_{ВП}$  для кожного типу вказівника та деякий діапазон температур, протягом якого відбувається процес термічного формовідновлення. Для ВП-50  $\Theta_{ВП} \approx 38$  °С; для ВП-70  $\Theta_{ВП} \approx 57$  °С; для ВП-100  $\Theta_{ВП} \approx 75$  °С. Діапазон температур термомеханічного перетворення при відновленні початкової форми не менш як на 80 % лежить у межах 12–25 °С, що дає змогу оперативному персоналу визначати не тільки повне спрацювання ВП, а й наближені проміжні значення температур у контактних вузлах. Ця обставина розширює можливості цього способу контролю щодо визначення поточних значень температури в контактних вузлах.

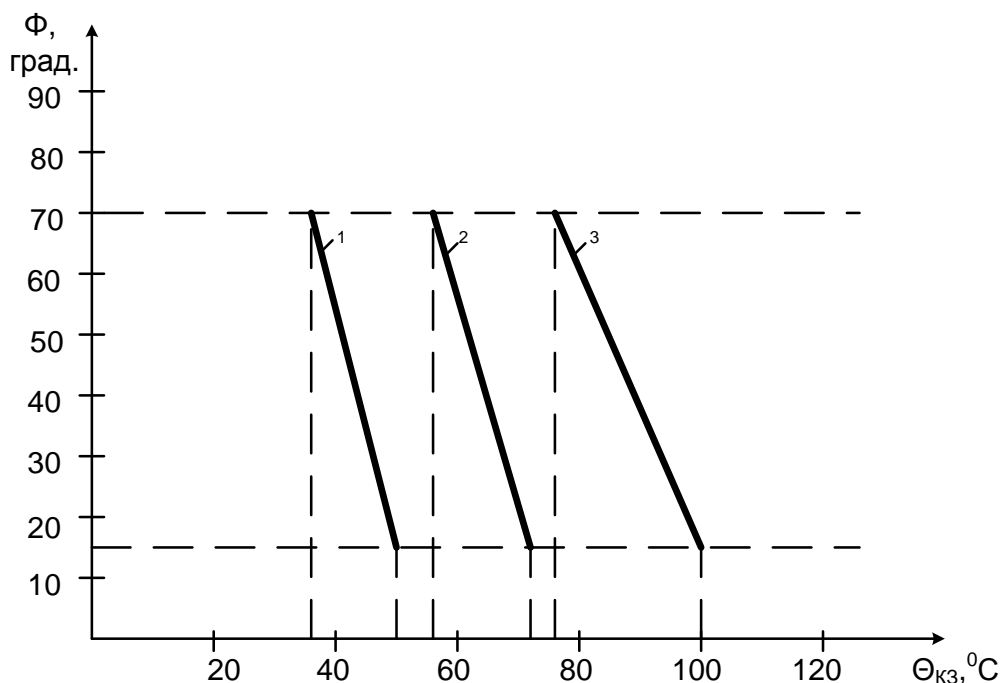


Рис.6.6. Термомеханічні характеристики вказівників перегрівання контактних з'єднань ВП-50 (1), ВП-70 (2) та ВП-100 (3) з термочутливими елементами на основі сплаву з ЕПФ "медалім"

З метою забезпечення роботоздатності ВП у важких умовах експлуатації електроустановок в сільському господарстві було досліджено функціональні властивості ВП шляхом термоциклічних випробувань.

Термоциклічні випробування ВП проводились за такою методикою:

- за допомогою стенду СДТЕ знімали термомеханічні характеристики вказівників перегрівання з температурою спрацювання 50, 70 та 100 °С. Для досліджень відібрали 300 шт. ВП (по 100 шт. кожного типу);
- на спеціальному оснащенні згинали реагуючу частину у межах допустимої деформації (1,5%) з наступним відновленням форми шляхом зовнішнього нагрівання протягом 1200 циклів;
- для виявлення відхилень параметрів ВП від початкових, через кожні 100 циклів повторно знімали термомеханічну характеристику та оглядали ВП.

Результати дослідження представлені на рис.6.7.

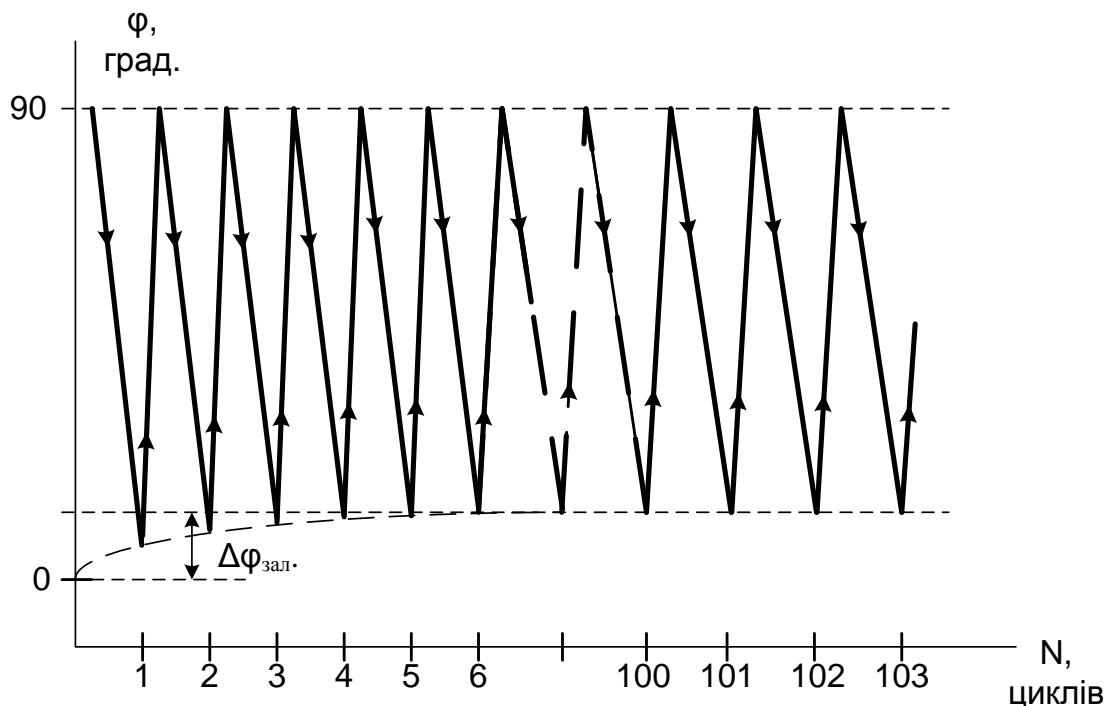


Рис.6.7. Термоциклограма випробування вказівника перегрівання при нагріванні та охолодженні ( $\Delta\varphi_{\text{зал}}$  – залишковий кут нахилу ВП після нагрівання та відновлення форми)

Цим дослідженням було підтверджено положення про загальну закономірність зменшення робочого ходу ТЕ на основі сплаву з ЕПФ при термоциклічних випробуваннях і пояснюється підвищеним вмістом домішок, що обумовлюють підвищену жорсткість ТЕ [126]. Для сплаву "медалім" деяке зменшення робочого ходу ТЕ спостерігається протягом перших десятків циклів,

але потім процес стабілізується і зберігається на цьому рівні протягом сотень циклів.

#### 6.5. Лабораторні дослідження об'єкта "контактне з'єднання – вказівники перегріву"

Термочутливим елементом для вимірювання температури КЗ була монтажна та реагуюча частини вказівника перегрівання, які внаслідок прямого торкання з поверхнею КЗ змінювали свою температуру відповідно до того, як змінювалась температура у КЗ. Процес вимірювання температури в КЗ полягав у сигналізації перевищення температури КЗ шляхом спрацювання трьох вказівників перегрівання на 50, 70 та 100 °С.

Вимірювання температури контактного з'єднання вказівниками перегрівання супроводжувалося нагрівом термочутливих елементів в зоні контролю і характеризується складністю його взаємодії із зовнішнім середовищем.

Інтенсивність зовнішнього збурення визначалося співвідношенням фізико-геометричних параметрів термочутливого елемента та середовища. Внаслідок цього наростання температури в деформованій частині ТЕ дещо запізнюється від наростання температури в КЗ.

Вибір геометричних розмірів термочутливого елемента має значення як з точки зору динамічної похибки, так і з точки зору забезпечення достовірності вимірів.

Динамічні характеристики термочутливих елементів вказівників перегрівання можуть бути визначені аналітичним або експериментальним шляхом. Найбільш достовірні дані дають експериментальні дослідження, бо під час експерименту враховуються всі фактори, що впливають на динаміку ТЕ, а при розрахунках цього зробити практично неможливо. Задача зводиться до усунення різниці між температурою у КЗ та ТЕ вказівника перегрівання в діапазоні робочих температур електроустановок. При вимірюванні температури КЗ термочутливий елемент має похибку у формовідновленні внаслідок теплової інерції та тепловідведення в місцях його кріплення. Виключення похибок у результаті тепловідведення можливе лише в умовах, ідентичних умовам експлуатації контактних з'єднань.

Практична задача конструювання термочутливого елемента зводиться до дослідного відшукування такої його форми, яка забезпечує максимальне та стабільне значення теплопередачі між поверхнею КЗ та ТЕ вказівника перегрівання.

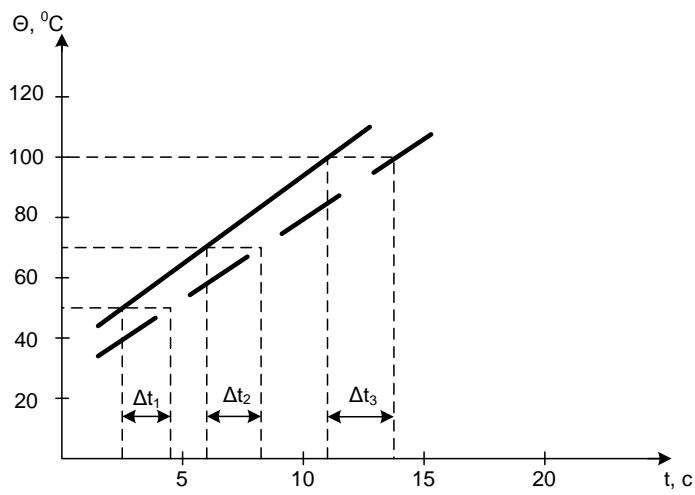


Динамічні характеристики ВП, що наведені на рис.6.8, були отримані експериментальним шляхом у лабораторних умовах. При цьому визначався час розгону ТЕ, тобто зміна кута нахилу в часі при зміні температури у КЗ. Для проведення дослідження було вибрано контактне з'єднання з алюмінієвих шин перерізом  $3 \times 20$  мм, розміщене в металевому щиті розподільного пристрою 0,4 кВ. Нагрівання КЗ при дослідженні динамічних характеристик ТЕ проводилося шляхом пропускання струму через КЗ у межах від 100 до 750 А.

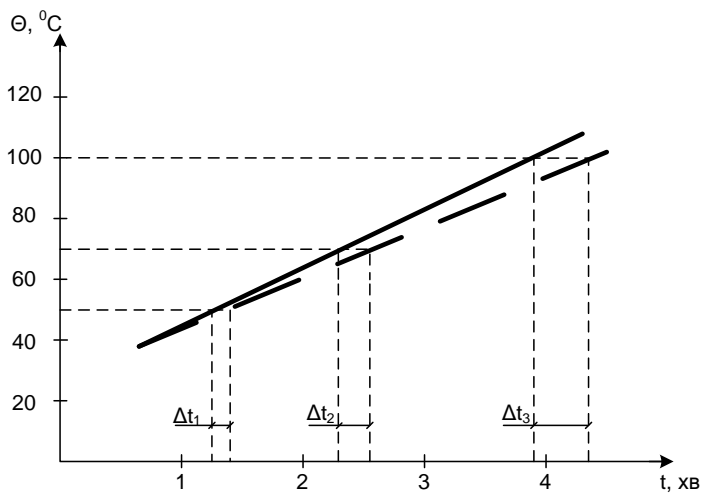
Вимірювання температури КЗ проводились за допомогою мідь-константанових термопар з електродами діаметром 0,2 мм. Перед вимірюванням були проградуїровані термопари та відібрані практично однакові характеристики.

В [127] даються рекомендації щодо методики кріплення термопар на поверхні твердих тіл. Оскільки на точність вимірювання впливає тепловий контакт термопар з тілом, температура якого контролюється, і точки вимірювання температури постійні протягом даних експериментів, термопари припаювались до ТЕ, елементу кріплення та монтувались у заздалегідь підготовлені поперечні отвори в тілі шини КЗ, які після цього зароблялись теплопровідним герметиком. Як вимірюваний прилад використовувався мілівольтметр типу Щ4313, який дозволяє без помітної похибки вимірювати термо-ЕРС при швидкості наростання температури до  $70$  °С/хв. Необхідно відмітити, що всі використані в експерименті прилади можна вважати безінерційними для даної швидкості вимірювання термо-ЕРС у часі.

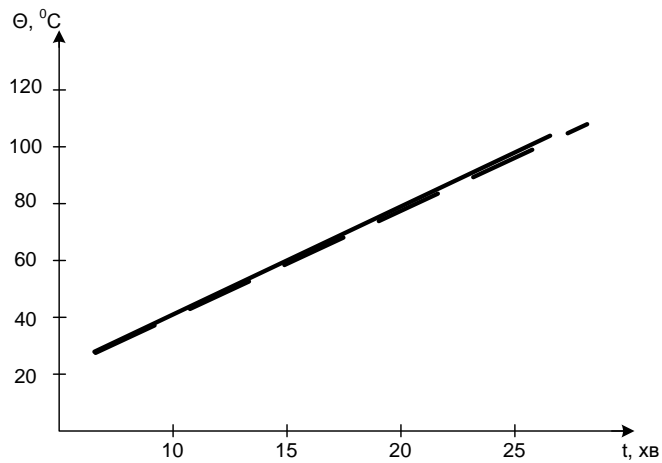
У [128] відмічається, що максимально допустиме значення постійної часу термопари для даної швидкості зміни температури обумовлене похибкою вимірювання температури, бо за час похибки вимірювання термопара повинна увійти в усталений режим з тією ж точністю. Згідно з даними [128] про величину теплової інерції термопар залежно від швидкості набігання на спай теплового потоку, можна зробити висновок, що постійна часу мідь-константанових термопар з електродами діаметром 0,2 мм становить 0,2 с, що забезпечує необхідну точність експерименту.



а



б



в

Рис.6.8. Динамічні характеристики ВП при нагріванні контактного з'єднання плоских шин струмом (----- температура КЗ; - - - - температура термочутливого елемента вказівника перегрівання)

Було виміряно розподіл температури в шині контактного з'єднання (у двох точках), термочутливому елементі у місці деформування (у двох точках), елементі кріплення (у двох точках).

Динамічна характеристика ВП залежить від швидкості передачі тепла від поверхні КЗ до деформованої частини ТЕ внаслідок теплопровідності.

Нагрівання струмоведучих частин змінного перерізу сільських електроустановок та КЗ, зокрема, визначається поточними значеннями струму навантаження, усередненого на інтервалі не менш як 30 хв. У [129] наведені наближені значення постійних часу нагрівання проводів та кабелів, які можуть бути використані і для контактних з'єднань. Для перерізів від 4 до 35 мм<sup>2</sup> при прокладанні на повітрі наближені значення постійних часу лежать у межах від 16 до 25,9 хв. для алюмінієвих та від 18 до 28,8 хв. для мідних проводів. Як зазначено в [131], коливання струму у розподільному пристрої (шафі) вносить суттєві труднощі в розрахунки температури контактних з'єднань. Для розподільних пристроїв приймається постійна часу теплоутворення в робочому режимі від однієї години і більше.

Як видно з рис.6.8, у режимі, близькому до короткого замикання, швидкість наростання температури КЗ до 100 °С становить близько 11с, похибка внаслідок теплової інерції складає 30–35%. При наростанні температури до 100 °С за 4 хв. похибка ВП внаслідок теплової інерції складає 8–10%, в усталеному режимі при досягненні температури КЗ 100 °С за час близько 25 хв. вона становить не більше 5%, що знаходиться в межах похибок вимірів при проведенні експерименту. Температура зовнішнього середовища при проведенні експерименту  $\Theta_0=20$  °С.

Отже, динамічна характеристика забезпечує швидкодію ВП при інтенсивності нагрівання контактного з'єднання до 3–4 °С/хв, що відповідає границі усталеної температури перегрівання струмоведучих частин 100 °С з постійною часу 35–80 хв.

Нерівномірність нагрівання болтів та шин викликано тим, що завжди існує зазор, який перешкоджає прямому протіканню струму через болт. Дослідні дані показують, що перевищення температури болтів складає приблизно 25% від перевищення температури шин у режимі короткого замикання [131].

Співставлення експериментальних даних температури в КЗ, ТЕ та елементі кріплення дозволяє зробити висновок про те, що розподіл температури по ТЕ та елементу кріплення носить лінійний характер. Контактна ділянка ТЕ з елементом кріплення в границях геометричних співвідношень, що розглядаються, не здійснюють значного впливу на розподіл температури в ТЕ та елементі кріплення в усталеному режимі. У даному експерименті як елемент кріплення було використано стандартне болтове з'єднання зі сталлюю шайбою.

Описаний дослід був проведений при температурі зовнішнього середовища  $\Theta_0^-$  - 2 °С. При співставленні динамічних характеристик ТЕ при  $\Theta_0^-$  - 2 °С та  $\Theta_0^+$  = 20 °С виявилось, що в усталеному режимі різниця температур в ТЕ не виходить за межі  $\pm 5\%$ . Це пояснюється тим, що пластинчастий термочутливий елемент ВП має достатню чутливість. Постійні часу в діапазоні, що розглядається, повністю задовольняють вимогам до вказівників перегрівання як сигналізатора перевищення температур у стаціонарному режимі.

Дані експерименту показують, що для контролю температури на КЗ у сільських електроустановках коректно використовувати вказівники перегрівання використанням термочутливих елементів на основі сплаву з ЕПФ. Оптимізація розмірів ТЕ та ВП загалом повинна здійснюватись, виходячи з умов мінімізації геометричних розмірів реагуючої частини ТЕ, зони склеювання та товщини прокату сплаву з ЕПФ.

Лабораторні дослідження контактних з'єднань були спрямовані на експериментальну перевірку моделі старіння при прогнозуванні строку служби КЗ.

Об'єктом дослідження були болтові контактні з'єднання типу "шина–шина". Дослідженню підлягали КЗ з різних матеріалів (алюмінію, міді, латуні) та їх сполучень. Такі КЗ найчастіше зустрічаються у сільських електроустановках.

Методика досліджень полягала у циклічному нагріванні КЗ струмом до  $120 \pm 5$  °С з наступним їх охолодженням до температури  $25 \pm 5$  °С. Величина струму встановлювалась дослідним шляхом з метою забезпечення часу нагрівання з'єднань 3–10 хв. Для прискорення досліджень застосовувалось охолодження примусовим обдуванням. У процесі дослідження періодично через 100 циклів встановлювались перерви, протягом яких через контактне з'єднання пропускався номінальний струм при фіксованих експлуатаційних факторах (струмове навантаження, вологість та температура зовнішнього середовища) і при досягненні усталеного режиму вимірювалась температура контактного з'єднання.

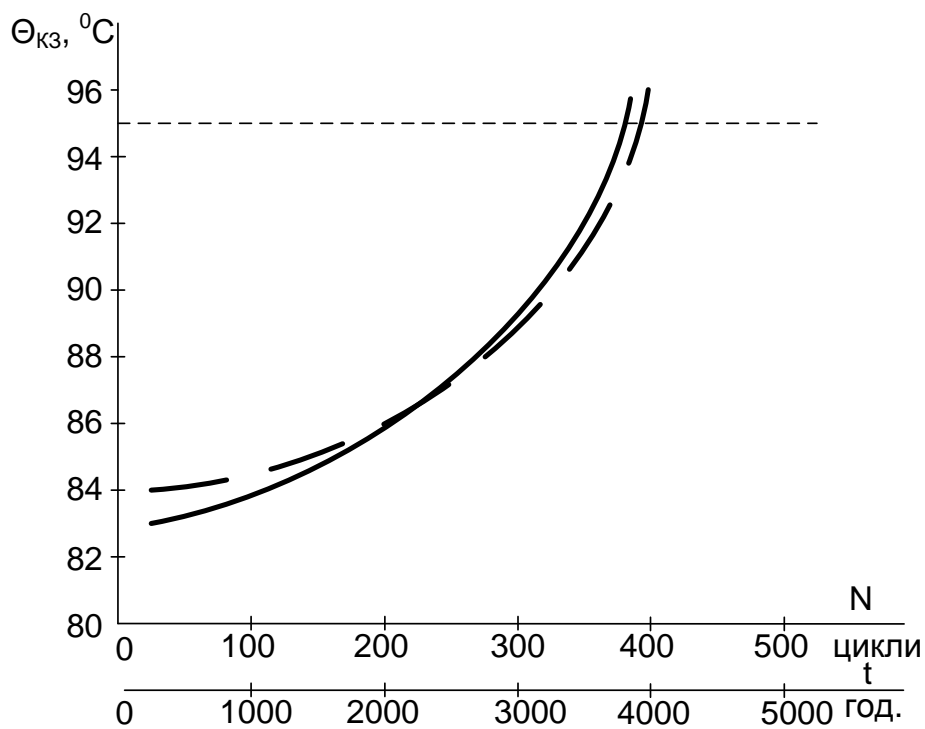


Рис.6.9. Зміна температури болтового контактного з'єднання типу "шина–шина" алюміній–мідь у часі (----- - розрахунок; - - - - експеримент)

За отриманими експериментальними даними були побудовані залежності середнього значення температури від кількості циклів. Для переходу від результатів прискорених випробувань до очікуваних результатів в умовах експлуатації вибирали мірило: згідно з [132] один цикл "нагрівання–охолодження" еквівалентний 10–15 годинам нагрівання контактних з'єднань номінальним струмом.

Використовуючи алгоритм розрахунку параметрів КЗ у процесі довготривалого перебування під струмом (як це показано в розділі 2), визначали температуру КЗ та термін його перебування під номінальним навантаженням, за який температура досягне свого найбільшого допустимого значення.

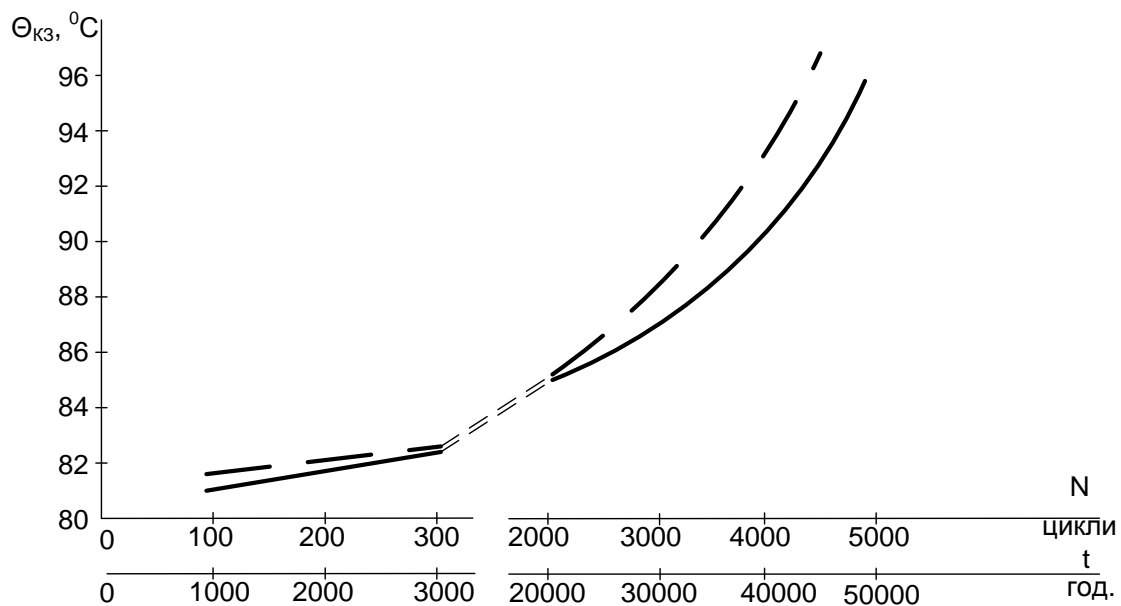


Рис. 6.10. Зміна температури болтового контактного з'єднання типу "кільце–шина" мідь–мідь у часі (----- - розрахунок; - - - - експеримент)

Середнє значення прогнозованого строку служби згідно з експериментальними даними, що визначається досягненням температури КЗ найбільшого допустимого значення, порівнювалось з розрахунковим значенням  $\Theta_{K3}$  при тих же строках перебування з'єднання під навантаженням. Відхилення розрахункових значень від експериментальних не перевищила 15%, що свідчить про достатню збіжність результатів і знаходиться в межах похибки розрахунку та точності засобів вимірювання, що використовувались в експериментальних дослідженнях.

Експериментальні дослідження підтвердили можливість застосування отриманих залежностей для опису процесу зміни  $\Theta_{K3}$ , їх застосування у математичному моделюванні процесу старіння КЗ та розробці методики оптимізації термінів проведення експлуатаційного контролю стану КЗ.

#### 6.6. Основні принципи реалізації експлуатаційного контролю контактних з'єднань сільських електроустановок

Як було показано в розділі 1, КЗ є складовими елементами електроустановок, від надійного функціонування яких у значній мірі залежить робота сільського електрообладнання. Відмова навіть одного КЗ може призвести до виходу з ладу всієї електроустановки.

Основою ЕК КЗ є метод технічної діагностики та обслуговування за одним контрольованим параметром. Стратегія обслуговування на основі визначення стану контактних з'єднань за допомогою вказівників перегрівання полягає у

періодичному контролю зміни температури, яка визначає його працездатність. При досягненні критичних значень (із точки зору надійності), здійснюється попереджувальний або аварійний ремонт.

Сформулюємо умови, необхідні для реалізації ЕК КЗ:

1. У разі отримання запиту на діагностування контактного з'єднання, електроустановка, в складі якої воно працює, не відключається від мережі (у більшості випадків).
2. Наявність часового резерву для проведення у разі потреби технічного обслуговування КЗ.
3. Забезпечення високої достовірності визначення дійсного стану кожного КЗ.
4. Контроль за станом КЗ здійснюється безперервно з періодичним зчитуванням результатів.
5. Відновлення непрацездатного КЗ у робочому стані неможливе.
6. Вважається, що після профілактики або ремонту КЗ відновлюється повністю.

До того ж слід урахувати специфічні умови використання електроустановок в умовах сільськогосподарського виробництва. Обмеження в матеріально-технічному забезпеченні, кваліфікованому монтажі та обслуговуванні, а також важкі умови експлуатації електроустановок вимагають максимального спрощення процесу контролю та обробки результатів.

На даному етапі необхідно розробити діагностичне забезпечення, що включає взаємодію вмонтованих технічних засобів контролю (ТЗК) та обслуговуючого персоналу (ОП), рис.6.11.

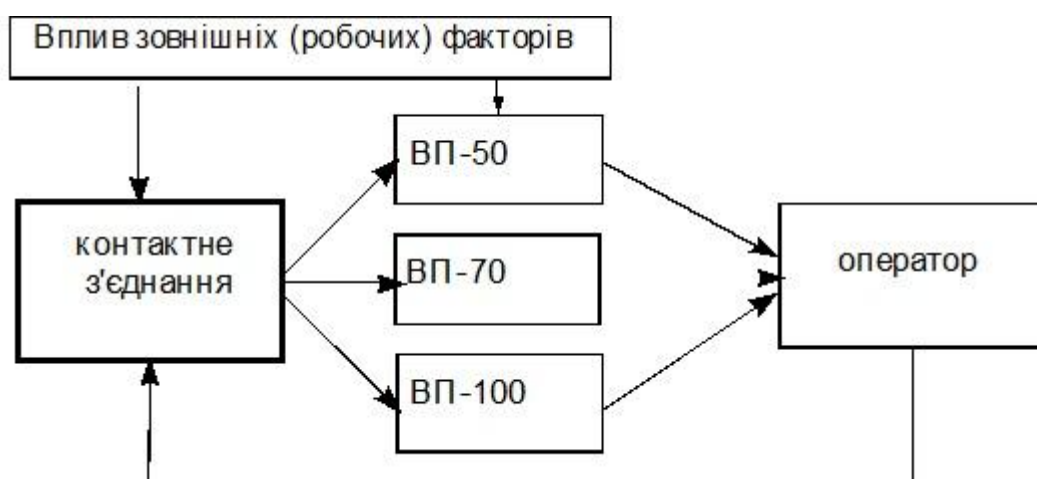


Рис.6.11. Структурна схема взаємодії об'єкта “контактне з'єднання – вказівники перегріву” та обслуговуючого персоналу

Оскільки ЕК КЗ призначений для оцінки поточного стану КЗ, то його організація визначається вимогами щодо надійності контролю.

Основним поняттям надійності є “відмова”. Тому для подальшої розробки способу експлуатаційного контролю важливо з’ясувати ознаки відмови КЗ. Відмова – це подія, що характеризує порушення працездатності, після якого об’єкт (пристрій, елемент) перестає виконувати свої функції. З позицій надійності розбірні КЗ можуть мати відмови типу “обрив”. На практиці частіше зустрічаються часткові відмови, тобто функціонування контакту відбувається з різким відхиленням параметрів від нормативних значень. В експлуатації часто використовують поняття: “контакт працює, але гріється”, “контакт підгорів, найближчим часом треба його замінити” і т.п. Невизначеність ознак відмови утруднює грамотну експлуатацію, хоча максимально допустиме перегрівання різних типів КЗ нормується [132]. Вибір ознак відмов доцільно пов’язати з фізичними основами роботи КЗ. При проходженні через контакт струму різної величини та зменшенні ефективної площі контактування змінюються його параметри – контактний опір та температура.

Таким чином, ознакою відмови приймаємо температуру КЗ, яка співвідноситься в частках до нормованого значення для даного типу контактів при усталеному значенні струму навантаження та температури зовнішнього середовища. Для цього необхідно привести температуру КЗ, виміряну при поточному значенні струму навантаження, до номінального струму установки та порівняти його з нормованим значенням:

$$\frac{\Theta_{КЗ}}{\Theta_{КЗ}^{(дон)}} = \left( \frac{I_{\phi}}{I_H} \right)^2,$$

де  $\Theta_{КЗ}$  і  $\Theta_{КЗ}^{(дон)}$  – температура при фактичному усталеному струмові навантаження  $I_{\phi}$  та номінальному струмові установки  $I_H$ .

ВП відіграють пасивну роль у процесі контролю: вони тільки сприймають вплив КЗ, який характеризує якість виконання ним робочих функцій. Для вказівників перегрівання можна визначити два види відмов: неспрацювання і хибного спрацювання. Відмовами типу хибного спрацювання можна знехтувати, оскільки після активізації вказівника перегрівання під час чергового огляду системи електропостачання кожен із неактивізованих вказівників активізується, і ті з них, які спрацювали хибно, будуть одразу виявлені. Тому треба брати до уваги тільки відмови типу неспрацювання.

Відмови типу неспрацювання можуть відбуватися внаслідок механічного пошкодження вказівника або його виходу з ладу. Оскільки в кожному КЗ встановлюється три ВП, то процес відмови можна описати таким чином. Якщо відмовив ВП–50, то ця подія не матиме суттєвих наслідків, тому що під час



подальшого контролю спрацює ВП–70 і КЗ, в якому розпочався процес відмови, буде взято на облік обов'язково.

Дослідження показують, що інтенсивність відмов типу неспрацювання значно менша (на 2–3 порядки) за інтенсивність відмов самих КЗ, а тому в даному випадку нею можна знехтувати.

Певну роль при організації системи ЕК КЗ відіграє участь ОП. Оператор не має безпосередньої взаємодії з КЗ, а тільки, отримавши інформацію про стан ВП візуально, приймає рішення щодо конкретного КЗ. У нашому випадку ОП можна вважати як ідеальний, тому вважається, що дії людини-оператора безпомилкові та вчасні.

При визначенні порядку дій ОП необхідно послідовно розв'язати такі задачі:

- визначити оптимальні строки проведення контролю ОП;
- визначити перелік операцій, які виконуються у процесі контролю;
- раціонально забезпечити оператора інформацією;
- оцінити кожен ситуацію з точки зору контрольованого параметра та стану вмонтованих технічних засобів контролю.
- ОП у процесі контролю виконує такі функції:
  - візуально при проведенні періодичних оглядів, сприймає з технічних засобів контролю сигнали, що несуть інформацію про стан КЗ;
  - аналізує отриману інформацію;
  - приймає рішення про стан КЗ, видає команди на технічні засоби контролю (при необхідності), передає інформацію оператору-керівнику.

Таким чином, ОП у процесі контролю виконує інформаційні та керуючі функції.

#### 6.7. Математична модель оптимізації періодичності проведення експлуатаційного контролю стану КЗ

Як відомо, періодичність технічного догляду контактних з'єднань регламентується системою ППРЕсг. Однак, визначаючи техніко-економічні показники, необхідно враховувати особливості технологічного процесу, в якому вони застосовуються, їх тип, характеристики надійності та інші фактори. Тому потрібно обґрунтувати економічно доцільні періоди оглядів та профілактик. Для досягнення поставленої мети необхідно вирішити декілька взаємозалежних задач:

- визначення показників надійності (безвідмовності) КЗ і системи КЗ;

- побудова цільової функції (залежність середньої питомої ефективності експлуатаційного контролю для системи КЗ за одиницю часу) і визначення оптимальних термінів оглядів та профілактик системи КЗ;
- дослідження ефективності ЕК КЗ.

#### 6.7.1. Побудова часової діаграми функціонування системи “КЗ–оператор”

Для одержання оптимального результату щодо визначення строків проведення оглядів згідно з ЕК КЗ необхідно побудувати цільову функцію. Для цього потрібно уявити динаміку розвитку процесу  $\Theta_{\text{КЗ}}(t)$  та знаходження КЗ у всіх можливих станах та ситуаціях: нормальної роботи, профілактики, поступових і раптових відмов. Тому необхідно побудувати часову діаграму і граф станів КЗ.

Загальна кількість станів одного КЗ зводиться до таких ситуацій (рис.6.12):

- 0 – температура КЗ менше  $70^{\circ}\text{C}$ ;
- 1 – температура одного з КЗ більше  $70^{\circ}\text{C}$  і менше критичної ( $100^{\circ}\text{C}$ ), іде міжконтрольний час;
- 2 – профілактика;
- 3 – відмова одного КЗ і системи, проводиться відновлювальний ремонт.

При моделюванні переходів системи вважатимемо, що технічні засоби контролю та людина-оператор — ідеальні.

Режим 0–1 зумовлений поступовим зростанням температури у КЗ внаслідок старіння та відповідним спрацюванням технічних засобів контролю. Режим 1–2 описує перехід на профілактику при  $\Theta_{\text{КЗ}} \geq 70^{\circ}\text{C}$ , а 1–3 характеризується зміною температурного стану КЗ, зумовленого інтенсивним наростанням процесів старіння та відмовою КЗ ( $\Theta_{\text{КЗ}} \geq 100^{\circ}\text{C}$ ).

Крім того, доцільно розглянути ситуацію, коли абсолютне значення температури КЗ внаслідок короткочасного перевантаження або протікання наскрізних струмів короткого замикання перевищить нормоване значення. У цьому випадку необхідні додаткові заходи щодо виявлення дійсного стану КЗ.

Додатковими заходами передбачається активізація всіх ВП та додатковий їх огляд після експлуатації електроустановки, у складі якої працюють дані КЗ в усталеному номінальному режимі. При цьому елемент системи може здійснювати переходи у зворотному напрямку. Специфіка зміни температурного стану КЗ в умовах експлуатації зумовлює розглядати даний режим як збій у системі. При протіканні струмів короткого замикання, перевантаженні, зовнішньому перегріванні тощо контактні з’єднання можуть перегріватися до температур, що перевищують нормоване значення, але потім

відновлювати температурний режим, що характеризує його як повністю або частково працездатний.

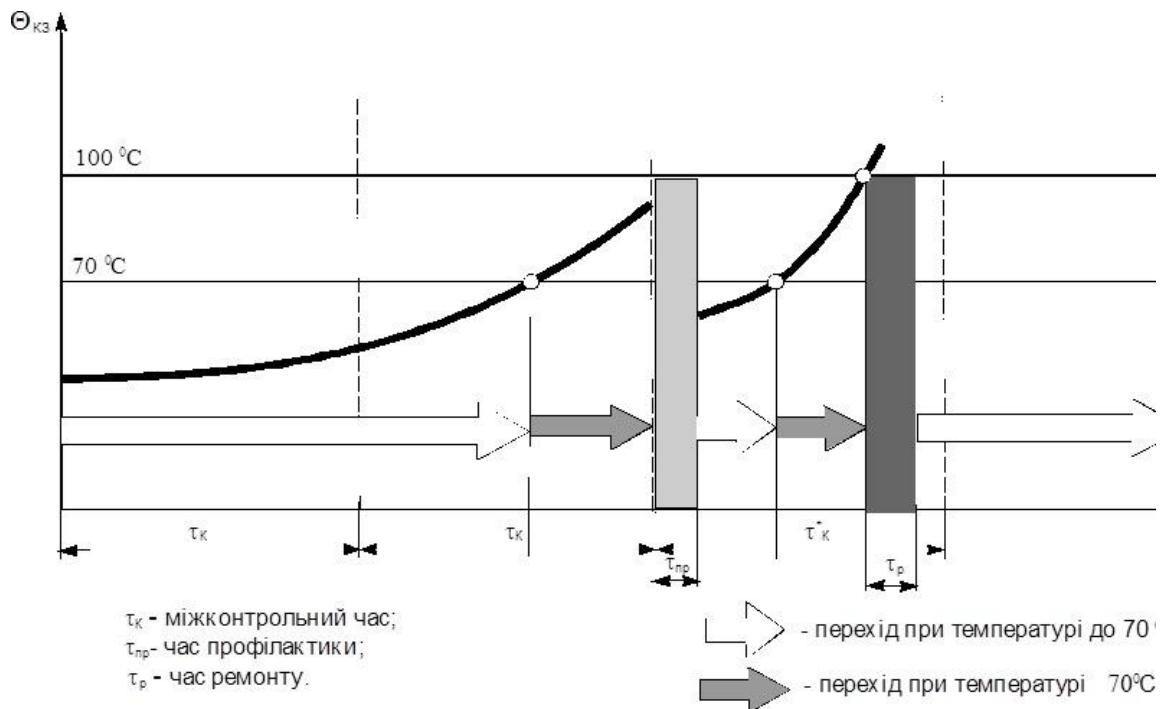


Рис. 6.12. Часова діаграма функціонування системи «оператор – контактне з’єднання»

При тимчасовому перегріванні КЗ спрацювання ВП, з точки зору надійності КЗ, буде хибним. Перед тим, як прийняти рішення щодо стану КЗ при спрацюванні одного, двох, або всіх трьох ВП, необхідно уточнити наступне:

а) порівняти положення ВП одного типу в однойменних фазах одного й того ж самого пристрою або того, що знаходиться найближче. При нагріванні контактних з’єднань струмом короткого замикання сусідні ВП однойменної фази теж спрацюють;

б) якщо перевірка згідно з а) не дає результату або неможлива, необхідно спробувати активізувати ВП спеціальним пристроєм при умові, що електроустановка працює з номінальним навантаженням для даного технологічного процесу. Якщо ВП спрацював хибно, він легко активізується знову. Якщо температура в КЗ насправді вище ніж температура спрацювання ВП, активізувати його буде неможливо, бо як при цьому термочутливий елемент набуває властивості надпружності і зазнає аномально великих деформацій внаслідок прямого та зворотного мартенситного перетворення;

в) при неможливості доступу до КЗ навантаженої електроустановки порядок дій згідно з б) необхідно виконати відразу ж після зняття напруги.

### 6.7.2. Побудова графу станів. Спрощена напівмарківська модель

Для опису функціонування системи, що складається з  $n$  контактних з'єднань разом з оперативним персоналом, що здійснює експлуатаційний контроль, профілактику та ремонт, введемо напівмарківську модель [127,133,134,135,136]. З метою спрощення буде побудовано модель, що дає нижні оцінки показників безвідмовності і ефективності системи. Передбачається, що кількість послідовно з'єднаних КЗ досить велика ( $n \geq 100$ ).

Спрощення полягає у тому, що, на відміну від реальної ситуації, перший момент перетинання рівня  $70^\circ\text{C}$  на одному з КЗ збігається з початком міжконтрольного часу  $\tau_k$ . Для реальної системи цей момент потрапляє всередину міжконтрольного часу і час до найближчого контролю (його розподіл) залежить від того, скільки часу пройшло з моменту найближчого в минулому контролю.

У подальшому використовуватимемо також той факт, що згідно з теоремою Григеліоніса [127,133] і наслідків з неї суперпозиція великої кількості рідкісних потоків приблизно дає найпростіший пуасонівський потік.

Введемо такі стани напівмарківського процесу (НМП) для моделювання функціонування системи КЗ:

- 0 – температура всіх КЗ менше  $70^\circ\text{C}$ ;
- 1 – температура одного з КЗ більше  $70^\circ\text{C}$  і менше критичної ( $100^\circ\text{C}$ ), температура всіх інших КЗ менша  $70^\circ\text{C}$ , йде міжконтрольний час;
- 2 – профілактика;
- 3 – відмова системи (температура будь-якого КЗ вище критичної), проводиться ремонт.

Граф переходів НМП з одного стану в інший має такий вигляд:

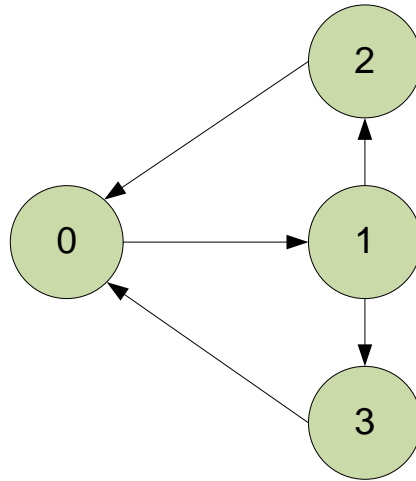


Рис.6.13. Графік переходів системи

Введемо такі позначення:

$\xi$  - випадковий час (тривалість), коли температура всіх  $n$  КЗ менше  $70^\circ\text{C}$ ;

$\eta$  - випадковий час (тривалість), коли температура одного КЗ знаходиться в діапазоні між  $70^\circ\text{C}$  і критичною ( $100^\circ\text{C}$ );

$\zeta$  - випадковий час, (тривалість), коли температура  $(n-1)$ -го КЗ менше критичної ( $100^\circ\text{C}$ );

$\tau_{\text{пр}}$  – тривалість профілактики (припущена детермінованою);

$\tau_{\text{р}}$  – тривалість ремонту (припущена детермінованою);

$\tau_{\text{к}}$  – міжконтрольний час (припущений детермінованим).

З урахуванням наданого вище зауваження про теорему Грігеліоніса [127,133] припускаємо випадкові величини  $\xi$  і  $\zeta$  розподіленими експоненціально з параметрами

$$\lambda_1 = \frac{n}{v_{70}}, \quad \lambda_2 = \frac{n-1}{v_{100}}$$

відповідно, де  $\lambda_1$  – інтенсивність відмов КЗ;  $\lambda_2$  – інтенсивність відмов КЗ за умови, що одне КЗ уже відмовило;  $v_{70}$  – математичне сподівання часу до досягнення температури  $70^\circ\text{C}$ ,  $v_{100}$  – математичне сподівання часу до досягнення критичної температури  $100^\circ\text{C}$  одним з КЗ.

Таким чином

$$F_1(t) = P(\xi < t) = 1 - e^{-\lambda_1 t}, \quad F_2(t) = P(\zeta < t) = 1 - e^{-\lambda_2 t}$$

є функціями розподілу випадкових величин  $\xi$  і  $\zeta$  відповідно.

Позначимо через  $F_3(t)=P(\eta<t)$  функцію розподілу випадкової величини  $\eta$ .

Наведені міркування про процес старіння КЗ у розділі 2 свідчать, що час, за який процес досягне рівнів 70 та 100 °С, є випадковою величиною. Тому розподіл часу на рівні 70 °С  $\xi_{70}$  та 100 °С  $\xi_{100}$  має такий самий розподіл, як і випадкова величина  $x$ , що має розподіл за нормальним законом з параметрами:

$$\xi_{70} \approx n(x, \nu_{70}, \sigma_{70}), \quad \xi_{100} \approx n(x, \nu_{100}, \sigma_{100}),$$

де  $\nu$  – математичне сподівання;  $\sigma^2$  – дисперсія.

При цьому щільність функції нормального розподілу та функція нормального розподілу відповідно мають вигляд [137]:

$$f(x) = \exp\left(-\frac{(x-\nu)^2}{2\sigma^2}\right); \quad F_3(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma} \int_{-\infty}^z \exp\left[-\frac{(t-\nu)^2}{2\sigma^2}\right] dt.$$

Функція нормального розподілу може бути обчислена за допомогою нормованої функції Лапласа:

$$F_3(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma} \int_{-\infty}^z \exp\left[-\frac{(t-\nu)^2}{2\sigma^2}\right] dt = \Phi\left(\frac{t-\nu}{\sigma}\right),$$

де  $\Phi(z) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^z \exp(-\frac{t^2}{2}) dt$  - нормована функція Лапласа.

Різниця випадкових величин  $\xi_{100} - \xi_{70}$  має також нормальний розподіл

$$\xi_{100} - \xi_{70} \approx n(x, \nu_{100} - \nu_{70}, \sqrt{\sigma_{100}^2 + \sigma_{70}^2 - 2\text{cov}(\xi_{70}, \xi_{100})})$$

Математичне сподівання різниці  $\xi_{100} - \xi_{70}$  дорівнює  $\nu_{100} - \nu_{70}$ , а дисперсія різниці  $\xi_{100} - \xi_{70}$  дорівнює  $\sigma_{100}^2 + \sigma_{70}^2 - 2\text{cov}(\xi_{100}, \xi_{70})$ . Якщо  $\xi_{100}$  і  $\xi_{70}$  статистично незалежні, то коваріація  $\text{cov}(\xi_{100}, \xi_{70}) = 0$  і дисперсія різниці  $\xi_{100} - \xi_{70}$  дорівнює  $\sigma_{100}^2 + \sigma_{70}^2$ .

Вид функції розподілу часу, що пройшов процес  $\Theta_{КЗ}(t)$  між рівнями  $\Theta_{КЗ} = 70$  °С та  $\Theta_{КЗ} = 100$  °С, визначається за формулою для обчислення ймовірності різниці  $\xi_{100} - \xi_{70}$  при умові, що різниця  $\xi_{100} - \xi_{70} > 0$  [97]:

$$F_x(t) = P(\xi_{100} - \xi_{70} < t | \xi_{100} - \xi_{70} > 0) \stackrel{\text{def}}{=} \frac{P\{0 < (\xi_{100} - \xi_{70}) < t\}}{P\{(\xi_{100} - \xi_{70}) > 0\}}$$

Якщо ввести позначення:

$$\xi_{116} - \xi_{70} = x, \quad \bar{x} = V_{100} - V_{70}, \quad \sigma_x^2 = \sigma_{100}^2 + \sigma_{70}^2,$$

то функція умовного розподілу матиме вигляд:

$$F_3(t) = \begin{cases} \frac{A_x}{\sqrt{2\pi}\sigma_x} \int_0^t \exp\left[-\frac{(x-\bar{x})^2}{2\sigma_x^2}\right] dx & \text{коли } x - \bar{x} \geq 0 \\ 0, & \text{коли } x - \bar{x} < 0, \end{cases},$$

де

$$A_x^{-1} = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_x} \int_0^\infty \exp\left[-\frac{(x-\bar{x})^2}{2\sigma_x^2}\right] dx = 1 - \Phi\left(-\frac{\bar{x}}{\sigma_x}\right).$$

Остаточна формула для обчислення ймовірності умовного розподілу  $F_3(t)$  за допомогою нормованої функції Лапласа матиме вигляд:

$$F_3(t) = \frac{\Phi\left(\frac{t-\bar{x}}{\sigma_x}\right) - \Phi\left(-\frac{\bar{x}}{\sigma_x}\right)}{1 - \Phi\left(-\frac{\bar{x}}{\sigma_x}\right)}.$$

Визначимо локальні характеристики НМП, які знадобляться нам у подальшому.

Середній час перебування у станах  $m_i$ ,  $i = \overline{0,3}$  (тут і далі  $\bar{F}(t) = 1 - F(t)$ ):

$$m_0 = M\xi = \int_0^\infty \bar{F}_1(t) dt = \frac{T_1}{n} = \frac{1}{\lambda_1};$$

$$\begin{aligned} m_1 &= M \min(\tau_k, \eta, \zeta) = \int_0^\infty P(\min(\tau_k, \eta, \zeta) > t) dt = \int_0^\infty P(\tau_k > t) P(\eta > t) P(\zeta > t) dt = \\ &= \int_0^\infty \bar{F}_2(t) \bar{F}_3(t) dt; \end{aligned}$$

$$m_2 = \tau_{np}; \quad m_3 = \tau_p.$$

Ненульові імовірності переходу за один крок вкладеного ланцюга Маркова (ВЛМ)  $P_{ij}; i, j = \overline{0,3}$ , дорівнюють:

$$P_{01} = 1$$

$$P_{12} = P(\min(\eta, \zeta) > \tau_k) = \bar{F}_2(\tau_k) \bar{F}_3(\tau_k);$$

$$P_{13} = P(\min(\eta, \zeta) < \tau_k) = 1 - \overline{F}_2(\tau_k) \overline{F}_3(\tau_k);$$

$$P_{20} = 1;$$

$$P_{30} = 1.$$

Визначимо стаціонарний розподіл ВЛМ  $\rho_i$ ;  $i = \overline{0,3}$ , з системи рівнянь:

$$\begin{cases} \rho_i = \sum_{j=0}^3 \rho_j p_{ji}, i = \overline{0,3}; \\ \sum_j \rho_j = 1, i = \overline{0,3}. \end{cases}$$

У нашому випадку:

$$\begin{cases} \rho_0 = \rho_2 + \rho_3; \\ \rho_1 = \rho_0; \\ \rho_2 = p_{12} \rho_2; \\ \rho_3 = p_{13} \rho_1; \\ \rho_0 + \rho_1 + \rho_2 + \rho_3 = 1. \end{cases}$$

Розв'язання системи дає такий результат:

$$\rho_0 = \frac{1}{3};$$

$$\rho_1 = \frac{1}{3};$$

$$\rho_2 = \frac{1}{3} \overline{F}_2(\tau_k) \overline{F}_3(\tau_k),$$

$$\rho_3 = \frac{1}{3} \left[ 1 - \overline{F}_2(\tau_k) \overline{F}_3(\tau_k) \right].$$

Маючи середній час перебування у відповідних станах і стаціонарні імовірності ВЛМ, можна одержати оцінки для показників надійності системи "n КЗ – оператор": середнього наробітку на відмову (в даному випадку він збігається з наробітком до відмови, бо після відновлення процес одразу



потрапляє в стан **0**) і середнього часу відновлення (відмовою вважаємо стан 3, інші безвідмовні). Обидва ці показники в даному випадку дорівнюють:

$$T = T_0 = \frac{\sum_{i=0}^2 \rho_i m_i}{\rho_3 p_{30}} = \frac{\frac{1}{3} \frac{T_1}{n} + \frac{1}{3} \int_0^{\tau_k} \overline{F}_2(t) \overline{F}_3(t) dt + \frac{1}{3} \tau_{np} \overline{F}_2(\tau_k) \overline{F}_3(\tau_k)}{\frac{1}{3} [1 - \overline{F}_2(\tau_k) \overline{F}_3(\tau_k)]}$$

Середній час відновлення  $T_b = \tau_p$ .

У випадку, коли міжконтрольний час  $\tau_k$  малий відносно  $\eta$  і  $\zeta$  у тому розумінні, що  $P_{13} = P(\min(\eta, \zeta) < \tau_k) = 1 - \overline{F}_2(\tau_k) \overline{F}_3(\tau_k)$ ; мала величина, квадратом якої можна знехтувати, для обчислення імовірності безвідмовної роботи системи можна скористатися асимптотичними результатами дослідження характеристик НМП [134,136]. А саме, імовірність безвідмовної роботи  $P(t)$  можна обчислювати за наближеною формулою:

$$P(t) \approx e^{-\frac{t}{T_0}}$$

де  $T_0$  – середній наробіток на відмову.

### 6.7.3. Побудова цільової функції

Перейдемо до постановки оптимізаційної задачі визначення періодичності контролю, при якій досягається максимальна ефективність системи. По аналогії з ідеями, викладеними в [138,139], як функцію мети (цільової) оберемо відношення сумарної середньої ефективності системи за загальний великий час  $t$  до величини цього часу, тобто середню питому ефективність. Ефективність системи поділимо на три складові частини: прибутки (або витрати) від сумарного часу перебування системи в різних станах за тривалий період; витрати, пов'язані з проведенням контролю; витрати, що не залежать від станів системи (наприклад, витрати на утримання персоналу, що обслуговує систему).

Як відомо, гранична імовірність станів напівмарківського процесу являє собою частину сумарного часу перебування в цих станах за довгий час. Гранична імовірність стану у певних умовах (які, в нашому випадку, заздалегідь виконуються) визначається через стаціонарні імовірності вкладеного ланцюга Маркова  $\rho_i$  і середні терміни перебування в станах  $m_i$  за

формулою  $P_i = \frac{\rho_i m_i}{\sum_{i=0}^3 \rho_i m_i}$ , де підсумовування в знаменнику проводиться за

всіма станами НМП. Тому  $\frac{t \rho_i m_i}{\sum_{i=0}^3 \rho_i m_i}$  є середньою складовою часу перебування НМП у стані  $i$  за великий час  $t$ .

Нехай  $d_i$  – ефективність перебування системи в стані  $i$  в одиницю часу (грн./год). Тоді величина  $\frac{t d_i \rho_i m_i}{\sum_{i=0}^3 \rho_i m_i}$  дає ефективність від сумарного часу

перебування системи в стані  $i$  за довгий час  $t$ . Підрахунок (підсумовування) останніх величин за всіма станами дає першу складову середньої ефективності

системи на довгій ділянці часу  $\frac{t \sum_{i=0}^3 d_i \rho_i m_i}{\sum_{i=0}^3 \rho_i m_i}$ .

Перейдемо до другої складової. Якщо розділити величину  $\frac{t \rho_i m_i}{\sum_{i=0}^3 \rho_i m_i}$  на  $m_i$ ,

то одержимо середню кількість потраплянь системи в стан  $i$  за великий час  $t$ :

$\frac{t \rho_i}{\sum_{i=0}^3 \rho_i m_i}$ . Помноживши цей вираз на величину ефекту від одноразового

потрапляння у стан  $i$  (позначимо його  $c_i$ ) і підсумувавши за всіма станами, одержимо другу складову середньої ефективності системи за великий час

$$\frac{t \sum c_i \rho_i}{\sum \rho_i m_i}.$$

Відзначимо, що складова  $c_0$  не є константою: вона залежить від модельованого часу  $\tau_k$  – періодичності контролю, а, отже, від кількості спостережень кожного КЗ:

$$c_{0\Sigma} = c_0 \frac{1}{\lambda_1 \tau_i}.$$

Третю складову можна записати у вигляді  $b \cdot t$ , де  $b$  – середні витрати на утримання системи за одиницю часу (грн./год).

Додавши всі три складові і поділивши на  $t$ , отримаємо середню питому ефективність системи за одиницю часу:

$$L(\tau_k) = \frac{\sum_{i=0}^3 d_i \rho_i m_i + \sum_{i=0}^3 c_i \rho_i}{\sum_{i=0}^3 \rho_i m_i} + b,$$

яку будемо розглядати як цільову функцію при визначенні періодичності контролю  $\tau_k$ .

Спостереження за цільовою функцією з метою визначення оптимальних строків проведення оглядів при запровадженні експлуатаційного контролю стану контактних з'єднань проведемо за таких вихідних даних:

- позитивний ефект від експлуатації при перебуванні у стані "0" –  $d_0$ , грн./год;
- позитивний ефект від експлуатації при перебуванні у стані "1" –  $d_1$ , грн./год;
- часові збитки від профілактики –  $d_2$ , грн./год;
- часові збитки від ремонту (стан "3") –  $d_3$ , грн./год;
- середній час перебування у стані профілактики "2" –  $m_2$ , год;
- середній час перебування у стані ремонту "3" –  $m_3$ , год;
- витрати на одне спостереження –  $c_0$ , грн.;
- витрати на оплату праці оперативного персоналу  $b$ , грн./год;
- разові збитки від профілактики –  $c_2$ , грн.;
- разові збитки від ремонту –  $c_3$ , грн.

Показники  $d_i$ ,  $c_i$  приведені до одного КЗ. Істотно, що для системи вони відповідно збільшуються в  $n$  раз. Часові збитки системи від перебування у стані профілактики або ремонту дорівнюють за модулем позитивному ефекту від нормальної експлуатації КЗ. Разові збитки від профілактики пов'язані з матеріальними витратами на матеріали та запчастини, а у збитки від ремонту включено можливі збитки від аварії технологічного процесу або об'єкта.

Істотно, що ми маємо деяку усереднену систему, але при необхідності практично всі часові та вартісні показники можуть бути зміненими для вивчення конкретної системи.

Дослідження цільової функції проводилося за таких вихідних даних:  $d_1 = +5,5$  з кроком 24 год. Обчислення інтегралу для визначення  $m_1$  виконане чисельними методами за допомогою наближеної формули трапецій з кроком 1 год.

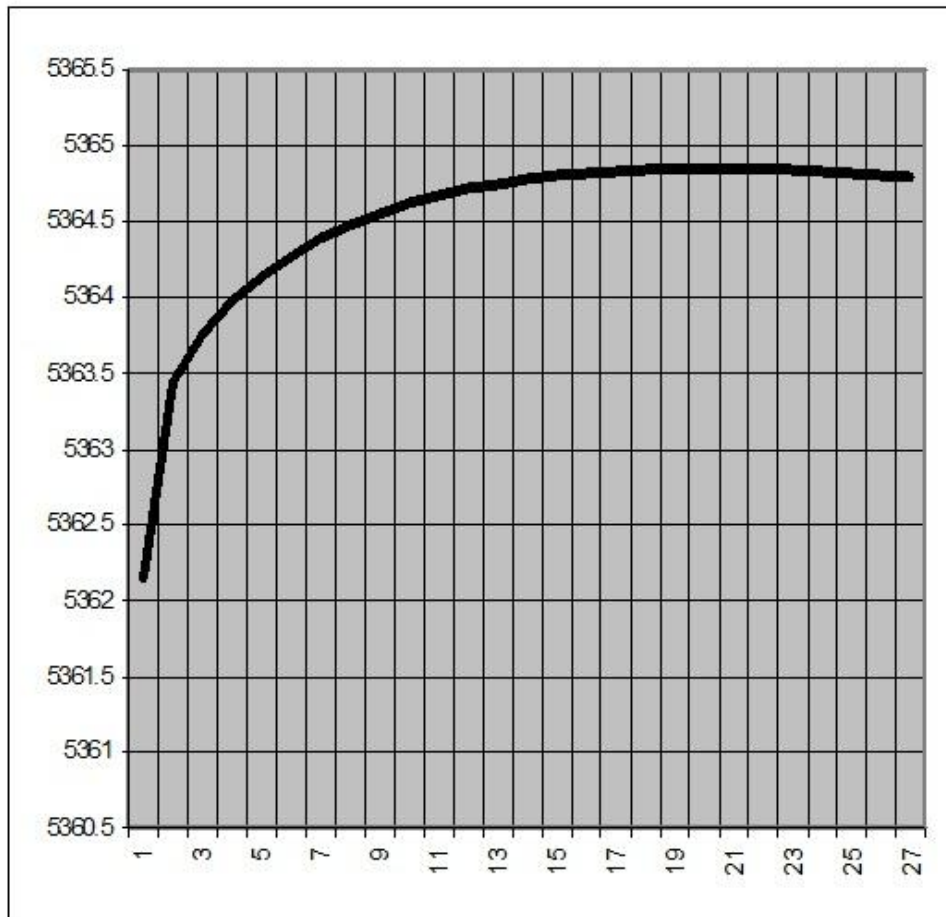
Результати пошуку оптимуму  $L(\tau_k)$  зведені в таблицю (з метою скорочення в таблиці наводяться результати пошуку з кроком 120 год). У табл. 6.1 наведено найхарактерніші параметри, що впливають на цільову функцію.

Як бачимо,  $L(\tau_k)$  досягає максимуму в точках навколо значень 2304–2424 год. Більш детальний розгляд (як і було виконано при моделюванні) з кроком 24 год дає точнішу оцінку:  $\tau_k = 2400$  год (3,3 місяці) при  $L(\tau_k) = 5364,848$ . При цьому наробіток на відмову для системи становить 4900 год.

Таблиця 6.1. Розрахунок параметрів цільової функції

$\tau_k$ , год	$\rho_2$	$\rho_3$	$m_1$ , год	$T_o$ , год	$L(\tau_k)$
24	3.293960E-01	3.937307E-03	23.8	172970.5	5362.150000
144	3.103828E-01	2.295053E-02	138.9	31364.9	5363.446000
264	2.924457E-01	4.088768E-02	247.4	18499.5	5363.758000
384	2.755246E-01	5.780874E-02	349.5	13680.5	5363.974000
504	2.595629E-01	7.377042E-02	445.8	11160.4	5364.142000
624	2.445071E-01	8.882626E-02	536.5	9612.9	5364.278000
744	2.303064E-01	1.030269E-01	621.9	8567.4	5364.390000
864	2.169132E-01	1.164201E-01	702.4	7814.80	5364.481000
984	2.042823E-01	1.290511E-01	778.1	7247.9	5364.558000
1104	1.923709E-01	1.409624E-01	849.5	6806.1	5364.622000
1224	1.811389E-01	1.521945E-01	916.7	6452.7	5364.673000
1344	1.705481E-01	1.627852E-01	980.0	6163.9	5364.715000
1464	1.605626E-01	1.727708E-01	1039.5	5923.9	5364.751000
1584	1.511483E-01	1.821850E-01	1095.6	5721.60	5364.779000
1704	1.422734E-01	1.910600E-01	1148.4	5549.0	5364.801000
1824	1.339073E-01	1.994261E-01	1198.1	5400.2	5364.817000
1944	1.260215E-01	2.073118E-01	1244.8	5270.9	5364.831000
2064	1.185890E-01	2.147443E-01	1288.8	5157.5	5364.839000
2184	1.115842E-01	2.217492E-01	1330.2	5057.6	5364.845000
<b>2304</b>	<b>1.049830E-01</b>	<b>2.283503E-01</b>	<b>1369.2</b>	<b>4968.9</b>	<b>5364.847000</b>
<b>2424</b>	<b>9.876262E-02</b>	<b>2.345707E-01</b>	<b>1405.9</b>	<b>4889.9</b>	<b>5364.847000</b>
2544	9.290156E-02	2.404318E-01	1440.3	4819.0	5364.844000
2664	8.737949E-02	2.459539E-01	1472.8	4755.3	5364.840000
2784	8.217724E-02	2.511561E-01	1503.3	4697.8	5364.834000

Еволюції цільової функції представлені на графіку рис.6.14:  $L(\tau_k)$



Цикли, год

Рис.6.14. Еволюції цільової функції

Підрахуємо наробіток на відмову системи КЗ за даними, одержаними при дослідженнях процесу  $\Theta_{КЗ}(t)$ . Для послідовного ланцюга (оскільки відмова будь-якого КЗ викликає відмову системи в цілому) він дорівнює [137,140]:

$$T_0 = \left[ \sum_{i=1}^n \lambda_i \right]^{-1} ; i = \overline{1, n} ,$$

де  $T_0$  – наробіток на відмову системи;  $\lambda_i$  – інтенсивність відмов  $i$ -го елемента КЗ (у нашому випадку, кожного);  $n$  – кількість елементів у системі (здебільшого для сільських технологічних електроустановок  $n = 6 - 100$ ).

Підставивши  $\lambda_i = \frac{1}{T_{0i}}$  (у нашому випадку  $T_{0i} = 209 \cdot 10^3$  год), одержимо для системи  $T_0 = 2090$  год.

Практичне застосування експлуатаційного контролю стану контактних з'єднань дало змогу внести в дії оперативного персоналу спрямований

характер: профілактики проводяться за потребою, а не у встановлені детерміновані строки. Підрахунки показали, що для розглянутої системи контактних з'єднань оптимальним строком між спостереженнями є термін 3–3,5 місяці.

Крім того, своєчасне проведення профілактичних робіт суттєво підвищує показники надійності КЗ: зростає наробіток на відмову (саме за рахунок можливості визначення дійсного стану температури кожного з КЗ у системі): для одного КЗ  $T_{0i} = 490 \cdot 10^3$  год, що більш як удвічі перевищує аналогічний показник для системи КЗ, що обслуговується за типовою методикою.

Наведені розрахунки виконані із зазначеними припущеннями і обумовленнями. Але всі наведені припущення, обмовлення і апроксимації виконано таким чином, що вони "погіршують" дійсну ситуацію: всі оцінки виконано в найгірших, з точки зору надійності, позицій. Тому слід говорити про нижні оцінки показників надійності та ефективності. Справжні показники завжди будуть не менші ніж наведені.

## РОЗДІЛ 7. ПРАКТИЧНА РЕАЛІЗАЦІЯ ПРИСТРОЇВ ДЛЯ КОНТРОЛЮ ТЕМПЕРАТУРИ І ЗАХИСТУ ЕЛЕКТРОУСТАНОВОК ВІД АВАРІЙНИХ РЕЖИМІВ, ЇХ ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНІ ДОСЛІДЖЕННЯ ТА ЕФЕКТИВНІСТЬ ЗАСТОСУВАННЯ

### 7.1. Загальні положення

Практичне створення технічних пристроїв вимагає перш за все наявності конструкційних матеріалів. Необхідно відмітити, що у країнах СНД на сьогоднішній день виробництво сплавів з ЕПФ та ЕНП здійснюється тільки на рівні лабораторних умов науково-дослідних організацій. Відповідно немає стандартів на зазначені сплави. Через складність і високу вартість технології плавлення (за умов отримання сплаву із заданими параметрами), аналізу параметрів та обробки заготовок.

На сьогоднішній день у світі існує близько 50 виробничих і науково-виробничих фірм (у США, Японії, Франції, Канаді, Бразилії, Бельгії, Німеччині), які виплавляють сплави з ЕПФ, ДЕПФ та ЕНП, забезпечуючи робототехнічну, електротехнічну, авіаційну, космічну, електронну, медичну (ортопедія) та автомобільну галузі необхідними високотехнологічними виробами [47, 52, 141, 142].

Відповідно проведення експериментальних досліджень (за темою даної роботи) в умовах України вимагало одночасного освоєння декількох напрямів: вивчення та удосконалення технології плавлення сплаву Cu-Al-Mn, розроблення технології обробки (прокату), розробки та виготовлення спеціалізованого обладнання для подальшої переробки заготовок сплаву у кінцеву продукцію, виготовлення спеціальних стендів для перевірки параметрів та характеристик виробів [53, 71, 72].

За період з 1988 р., у процесі виконання даної роботи відпрацьовані технології плавлення сплаву Cu-Al-Mn у лабораторних (до 1,5 кг) та промислових (до 150 кг) умовах. Уперше було розроблено спеціалізований стенд для проведення експрес-аналізу сплаву під час плавки, спеціальне обладнання та штампи для виготовлення конічних шайб, технологію отримання тонкого прокату сплаву (товщина смуги – 0,1 мм). Однією із складних перешкод на шляху створення зазначеного обладнання була умова – обробка (прокатка, штампування і т.п.) заготовок із зазначеного сплаву може здійснюватись в інтервалі температур +750...+900 °С. Це створювало необхідність розробки такого обладнання, яке б забезпечувало виготовлення продукції при найменшій кількості технологічних циклів.

В основу практичного виконання пристроїв, представлених у даній роботі, покладені явища ефектів ЕПФ, ДПЕФ та ЕНП. Виникнення явища ЕПФ та ДЕПФ може здійснюватись при прямому (електричним струмом) або непрямому нагріванні. Відповідно розробка пристроїв із сплавів з ЕПФ та ДПЕФ передбачала два напрями: перший - термочутливі пристрої або елементи, що отримують тепло із зовнішніх джерел; другий – нагрівання термочутливих пристроїв або елементів за рахунок протікання електричного струму.

Пристрої за першим напрямом можуть здійснювати відповідно контроль певного рівня температури (у межах  $-120 \dots +200$  °С для сплаву Cu-Al-Mn) і виконувати корисну роботу – замикати або розмикати контакти термореле, регулювати тиск у контактах, зміною форми сигналізувати про зростання (зниження) температури електроустановки або її елементів. За другим напрямом – пристрої здійснюють контроль сили електричного струму та часу його протікання. Використання властивості надшвидкого відновлення форми ТЧЕ при прямому нагріванні дає можливість виготовити запобіжники з термомеханічним руйнуванням вставки, універсальні розчіплювачі автоматичних вимикачів, пристрої для керування тиском в комутаційних контактних системах у режимі проходження струмів короткого замикання.

Третій напрям розробок передбачає використання явища ефекту ЕНП. Забезпечуючи унікальну деформаційну характеристику виробів, ЕНП дає можливість, наприклад, виготовити пристрої для стабілізації контактного тиску у розбірних контактах при появі теплових деформацій контакт-деталей і т.п.

Проведення експериментальних перевірок та випробувань кожного із зазначених технічних принципів вимагає відповідно розроблення спеціалізованих стендів.

## 7.2. Пристрої для контролю температурного режиму електроустановок

### 7.2.1. Вказівники перегрівання контактних з'єднань

Для забезпечення безперервного контролю температури контактних з'єднань розбірного типу розроблено декілька варіантів вказівників перегрівання. Конструкції вказівників перегрівання, призначені для роботи в закритих електроустановках, наведені на рис.7.1 та 7.2 [31,33,34,70,71].



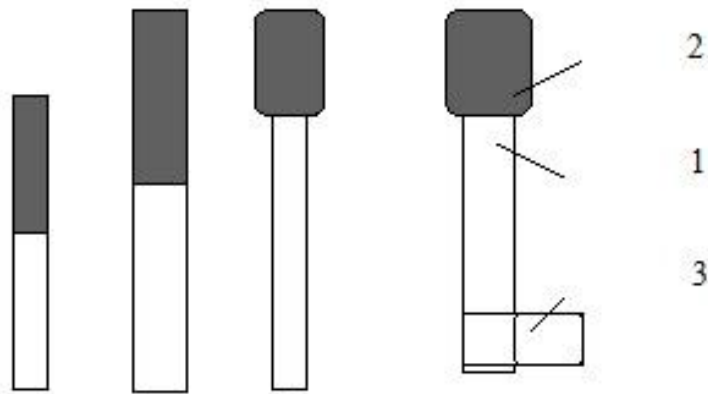


Рис.7.1. Вказівники перегрівання контактних з'єднань:

1 – реагуючий елемент із сплаву з ЕПФ; 2 – сигнальна частина; 3 – кріплення (зажим)

Вказівники складаються з реагуючого елемента 1, прапорця 2 та кріплення 3. Для виготовлення реагуючого елемента використано тонкий прокат сплаву з ЕПФ (0,15 – 0,18 мм), що дає можливість забезпечити достатню чутливість і точність вимірювання [53]. При цьому використовується сплав з одно- та двобічним ефектом пам'яті форми (відповідно ОЕПФ та ДЕПФ). Особливістю роботи даних вказівників є те, що пристрій із сплаву з ОЕПФ відновлює форму тільки при нагріванні, а з ДЕПФ – у двох напрямках при (при нагріванні і охолодженні). Кожен із двох варіантів виконання вказівників має переваги і недоліки. Вказівник із ОЕПФ дає можливість зафіксувати появу першого перегрівання (положення вказівника фіксується на максимальній температурі і не змінюється при охолодженні). Положення (кут нахилу) сигнальної частини вказівника з ДЕПФ залежить від температури. У разі нагрівання контактів струмом короткого замикання спрацювання першого типу вказівників називатиметься хибним, бо перегрівання контакту спричинене струмом, а не зростанням перехідного опору. У цьому випадку виникає необхідність у проведенні додаткових експлуатаційних операцій – вимикання електроустановки та активізації вказівників.

Для підвищення інформативності використання даних пристроїв може виконуватись їх сумісне застосування у контактах. Вказівник з ОЕПФ буде фіксуватиме появу першого перегрівання, а з ДПЕФ – положенням сигнальної частини (відповідно до кутової характеристики) вказуватиме на оперативне значення температури у момент огляду.

На рис.7.2 представлено фотографію розбірного контактного з'єднання алюмінієвих шин із вказівниками перегрівання.

За даною розробкою проведено повний комплекс науково-дослідних робіт для підготовки серійного виробництва із затвердженням технічних умов ТУ У 24371416.001-97 [143].

У роботі [54] представлено опис технології серійного виробництва вказівників. На рис.7.3 наведено фотографію прес-штампу для виготовлення вказівників.

Результати експериментальних досліджень вказівників перегрівання контактів та опис спеціалізованих стендів наведено у роботах [33,34,53,70,71].



Рис.7.2. Загальний вигляд розбірного контактного з'єднання алюмінієвих шин із вказівниками перегрівання

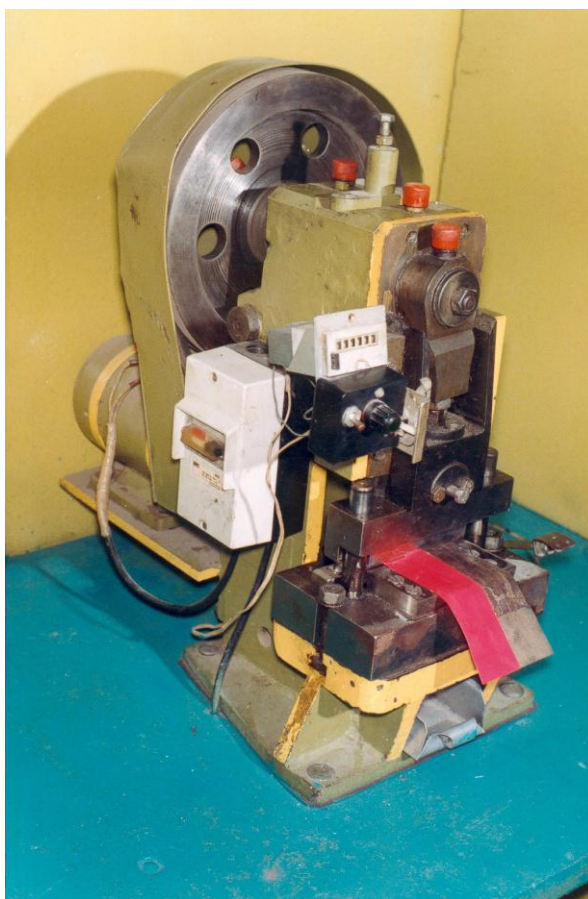


Рис.7.3. Загальний вигляд прес-штампу для виготовлення вказівників

#### 7.2.2. Результати експериментальних випробувань вказівників перегрівання контактних з'єднань в експлуатаційній фірмі "Ontario Gydro", Канада \*

Мета програми – в'яснити можливість визначення перегрітих контактів за допомогою вказівників із сплаву Cu-Al-Mn.

Для досягнення даної мети було спроектовано конструкцію розбірного контактного з'єднання та вибрано метод контролю; зібрано складові контакту та встановлено вказівники; проведено дослідження; проаналізовано результати та підготовлено рекомендації з подальшого використання вказівників.

Для дослідження вказівників використовувався розбірний контактний вузол шин із алюмінію з прямокутним перерізом. Контактне з'єднання було обладнане чотирма термопарами. Вказівники встановлювались під плоску шайбу з боку гайки та активізувались ручним згинанням до  $40^\circ$ .

Процедура тестування складалася із процесу нагрівання шин постійним струмом та контролю температури і кута розгинання вказівників. Проведено п'ять окремих серій випробувань вісімнадцяти вказівників. У кожній серії

встановлювалось по чотири вказівники, а їх положення (кут нахилу) записувались як функція температури (температура вимірювалась за допомогою термопари). Всі вказівники спрацьовували та визначали перегрівання контакту у межах температури від +90 до +130 °С.

Висновок звіту. Дослідження показали, що вказівники із сплаву з ЕПФ є надійними для визначення перегрівання контактів. Виявлення та контроль перегрітих контактів з даними пристроями бачиться як простий, надійний і недорогий шлях до підвищення надійності контактів. Імовірно із застосуванням матеріалів більш високої якості і удосконаленням процесу монтажу чіткість і точність, з якою вказівники визначають температуру, можуть бути значно поліпшені.

### 7.2.3. Пристрій автоматизованого контролю температури контактних з'єднань в електроустановках систем електропостачання

Технічна суть розробки наведена на кресленнях, зображених на рис.7.4; рис.7.5 та рис.7.6, на прикладі шафи розподільного пристрою [73].

Елемент 14 має тарілчасту форму (вона закладається в “пам'ять” металу при термообробці) і температуру зворотного фазового перетворення +35...+40 °С. При встановленні пружного елемента 14 на контактному вузлі і затягуванні болтового з'єднання 20, він приймає плоску форму. При цьому вказівник 15 може бути виготовлений при штампуванні разом з пружним елементом 14 або з'єднаний з ним методом паяння або зварювання. Вказівник 15 також виготовляється із металу з ефектом “пам'яті форми” з температурою зворотного фазового перетворення +70...+100 °С. При встановленні прапорця вказівника переводиться в горизонтальне положення (див. рис.7.6, розріз А–А). Це робиться для того, щоб у нормальному режимі роботи контактної вузла прапорець 16 не впливав на промінь світла в оптичній пластмасовій муфті 10. Переведення прапорця 16 у горизонтальне положення здійснюється вручну. Вказівник 15 при цьому скручується вздовж повздовжньої його осі.

Працює пристрій таким чином: при включенні комірці комплектного розподільного пристрою і (джерела світла див.рис. 7.4) промінь світла поширюється уздовж світловодів 9 (розміщені на трьох фазах), проходячи через оптичні муфти 10. При наявності світлового променя на виході всіх трьох світловодів і на вході датчиків 11, сигнал на виході останніх відсутній. При цьому фотореле 12 і пристрій 13 світлової чи звукової сигналізації будуть відключеними. Це свідчить про нормальний тепловий режим роботи всіх контактних з'єднань у комірці комплектного розподільного пристрою.

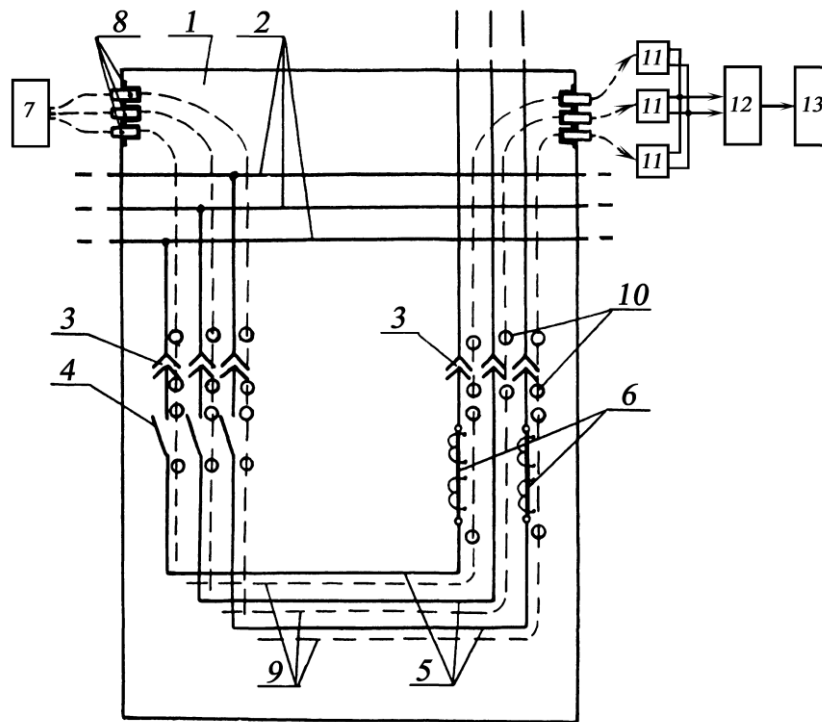


Рис.7.4. Суміщені електрична схема шафи розподільного пристрою та функціональна схема пристрою контролю температури:

1 – шафа комплектного розподільного пристрою; 2 – магістральні шини; 3 – рознімання; 4 – вимикач; 5 - лінійні шини; 6 – трансформатори струму; 7 – джерело світла; 8 – металеві муфти; 9 – світловоди; 10 – оптичні пластмасові муфти; фотодатчики 11, 12 – фотореле; 13 – пристрій світлової чи звукової сигналізації

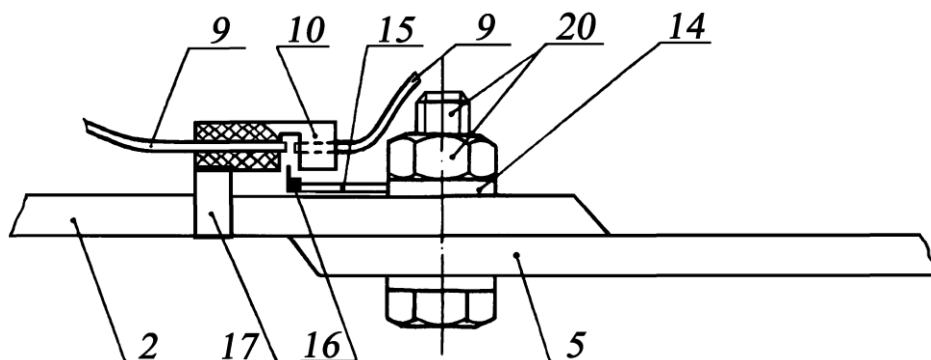


Рис.7.5. Контактний вузол з елементами термоуправління тиску і контролю перевищення допустимої температури:

2, 5 – магістральні і лінійні шини; 9 – світловод; 10 – муфта; 14 – конічна шайба із сплаву з ЕПФ; 15 – вказівник перевищення допустимої температури; 16 – прапорець; 17 – кріплення оптичної пластмасової муфти 10

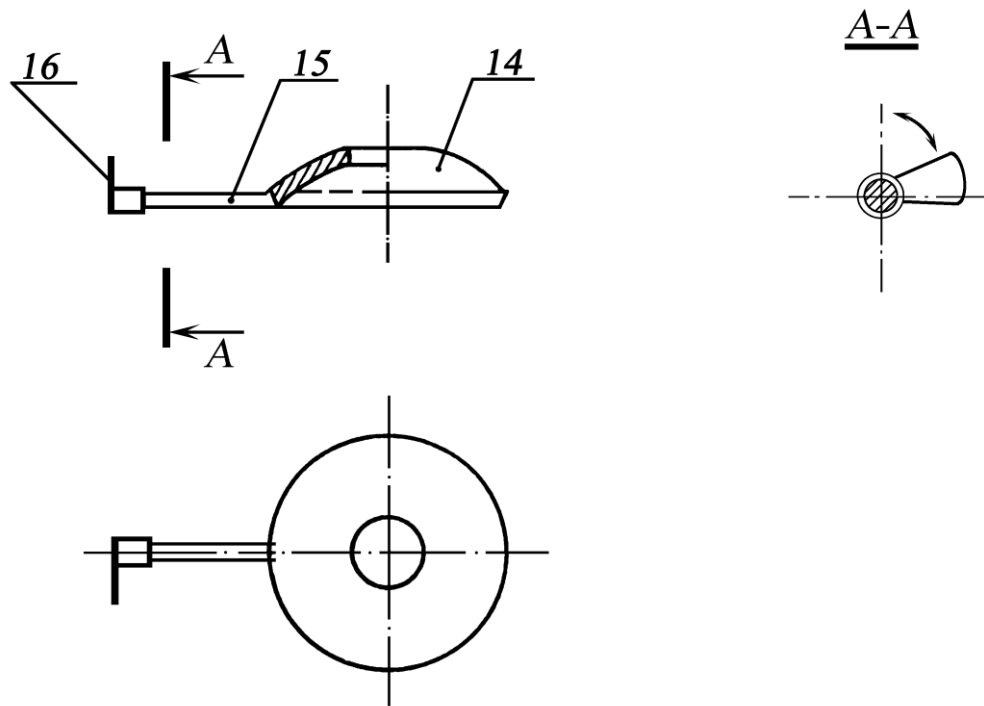


Рис.7.6. Конічна шайба із вказівником перегрівання контакту:

14 – конічна шайба із сплаву з ЕПФ; 15 – вказівник перевищення допустимої температури; 16 – прапорець

При тривалій експлуатації комірки комплектного розподільного пристрою, внаслідок перепадів температури й електродинамічних навантажень, нормальний режим роботи контактних вузлів порушується. Це призводить до ослаблення контактного тиску, появи оксидної плівки, зростання перехідного опору і температури контактного з'єднання. У цьому випадку при підвищенні температури контактного з'єднання до  $+35...+40$  °С починає працювати термопружний елемент 14. Збільшуючи тиск контактуючих поверхонь, він запобігає передчасному виходу з ладу контакту. При цьому відбувається сповільнення росту оксидної плівки і, відповідно, перехідного опору і температури контактного вузла.

Однак подальший ріст оксидної плівки і температури контакту буде все одно відбуватись. При досягненні температури  $+100$  °С спрацьовує (розкручується) вказівник 15 (див. рис. 7.6) контролю перевищення допустимої температури. При цьому прапорець 16 вказівника 15 повертається і, приймаючи вертикальне положення, заходить у поперечний розріз оптичної муфти 10 і світловоду 9, перекриваючи шлях проходження світлового променя.

Зникнення світлового променя на виході одного чи декількох світловодів призведе до появи сигналу на виході одного або декількох датчиків 11 (див. рис. 7.4), включення фотореле 12 і пристрою 13 світлової або звукової

сигналізації. Останній оповіщає обслуговуючий персонал про появу аварійного режиму.

При необхідності (у випадку відсутності чергового персоналу) фотореле 12, крім включення пристрою 13 сигналізації, може відключати вимикач 4. Це повністю усуває можливість руйнування контактних з'єднань. Пристрій допомагає також керувати тиском контакту і безперервно контролювати перевищення допустимої температури з передачею сигналу на відстань.

#### 7.2.4. Термометри контактного типу

У розділі 3.2 наведено загальні положення побудови пристроїв для контролю температури з термочутливими елементами із сплавів з ЕПФ. Одним із таких пристроїв є термометр контактного типу. Загальний вигляд термометра представлено на рис.7.7, а спосіб вимірювання температури контактного з'єднання шин з прямокутним перерізом – на рис. 7.8.

Інтервал температури розгинання термочутливих елементів (на кут  $180^\circ$ ) становить близько  $10^\circ\text{C}$ . Проміжні значення кута розгинання термочутливого елемента відповідають проміжним значенням температури. Встановлено, що куту  $90^\circ$  (для термочутливого елемента з інтервалом відновлення форми  $+50\dots+60^\circ\text{C}$ ) відповідає температура близько  $+55^\circ\text{C}$ .

Звичайно, що даний пристрій дає попередню інформацію і може використовуватись при відсутності дорогих точних приладів.

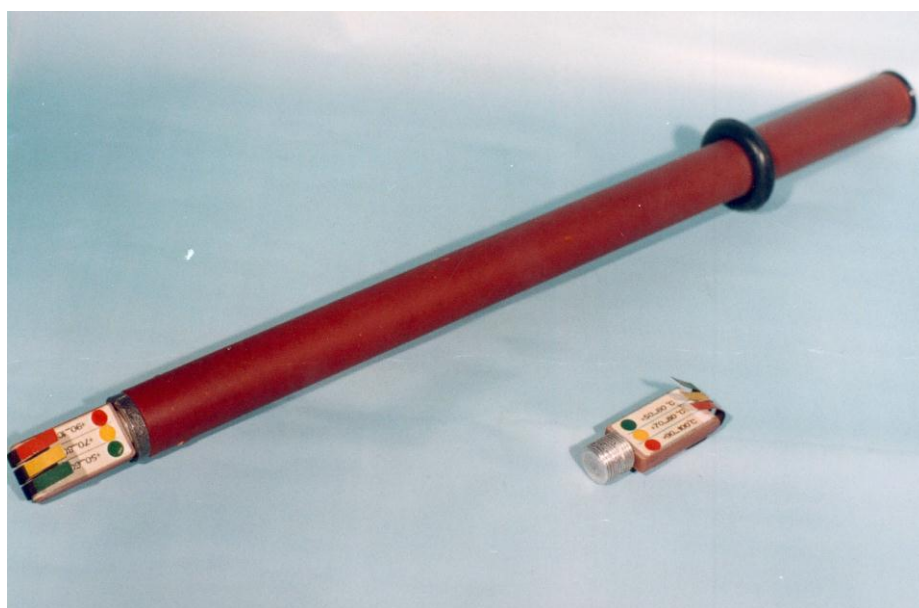


Рис.7.7. Загальний вигляд термометра

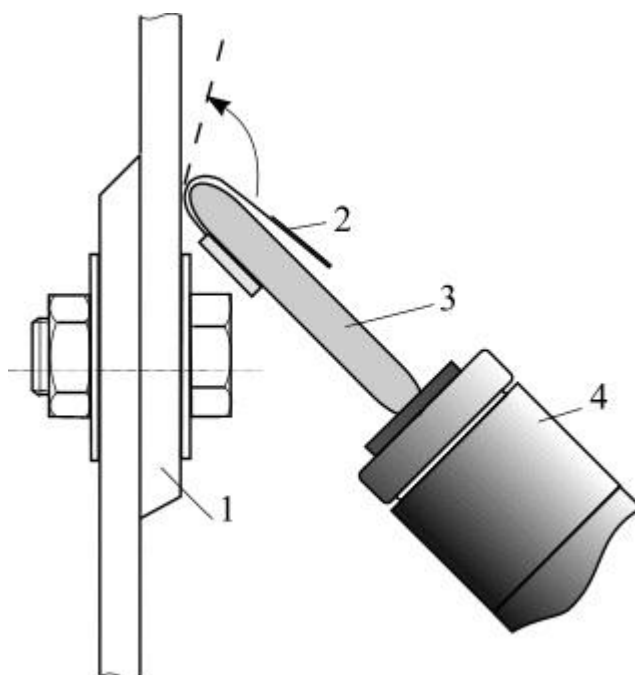


Рис.7.8. Спосіб вимірювання температури контактного з'єднання шин:

1 – контактне з'єднання; 2 – вказівники температури; 3 – наконечник; 4 – ізоляційна штанга

#### 7.2.5. Термореле на основі сплаву з ЕПФ та їх експериментальні дослідження

Розробка термореле вимагає проведення певного циклу експериментальних випробувань – дослідження характеристик термочутливих елементів, залежності температури спрацювання від різних факторів (зазора між контактами, термомеханічної характеристики, геометричних розмірів термочутливого елемента тощо), комутаційних та циклічних властивостей [67,70,72].

На рис.7.9 представлено реле з термоприводними елементами на основі сплавів з ефектом пам'яті форми, конструкції яких розроблено у процесі виконання даної роботи.





Рис.7.9. Загальний вигляд термореле з термочутливими елементами із сплаву з ЕПФ

Як зазначалось раніше, основною характеристикою термопружних елементів із сплавів з ЕПФ є термомеханічна характеристика – залежність термомеханічної напруги (або зусилля) від температури. Для отримання даних характеристик розроблено та виготовлено стенд, функціонально-кінематична схема якого представлена на рис.7.10. На рис.7.11 зображено загальний вигляд стенда. У даному випадку для вимірювання зусилля використано електромеханічні ваги типу ВЛКТ. Дозвільна можливість стенду для вимірів: зусилля – 0...1 Н (похибка  $\pm 0,0001$  Н); температури - +20...+200 °С (похибка  $\pm 2,5$  °С).

Важливою інформацією у даному випадку є залежність температури спрацьовування термореле від зазора між рухомим та нерухомим контактами. Функціонально-кінематична схема стенду для дослідження вказаної залежності наведена на рис.7.12, а його загальний вигляд – на рис.7.13.

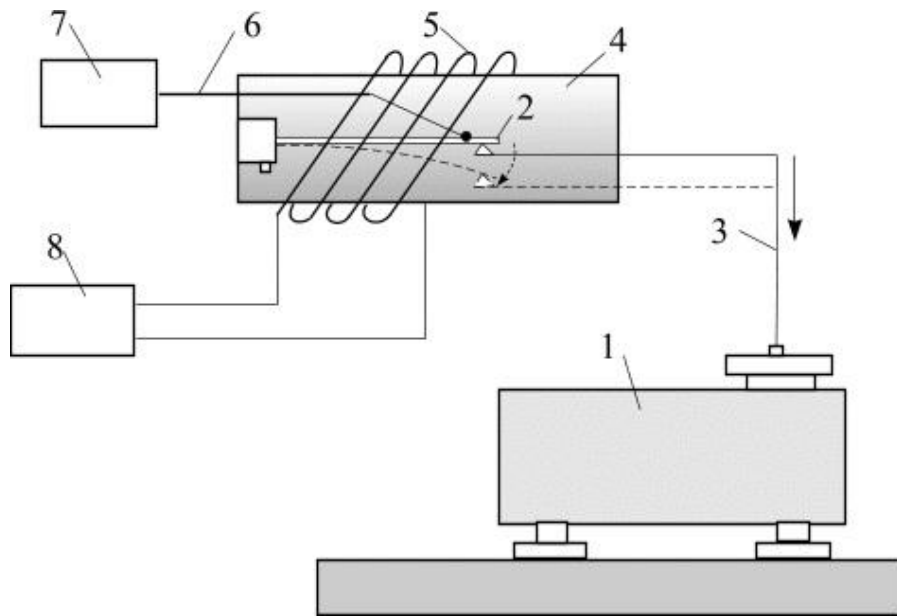


Рис.7.10. Функціонально-кінематична схема станда для експериментальних досліджень термомеханічних характеристик термочутливих елементів термореле:

1 – електромеханічні ваги типу ВЛКТ; 2 – термочутливий елемент із сплаву з ЕПФ; 3 – механічний зв’язок між термочутливим елементом і реагуючою частиною ваг; 4 – скляний циліндр; 5 – нагрівач; 6 – термопара; 7 – вольтметр; 8 – блок живлення

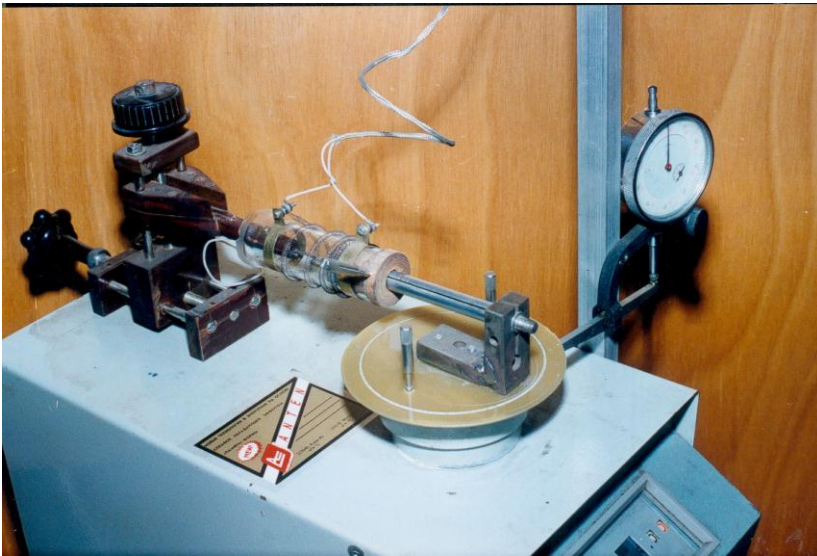
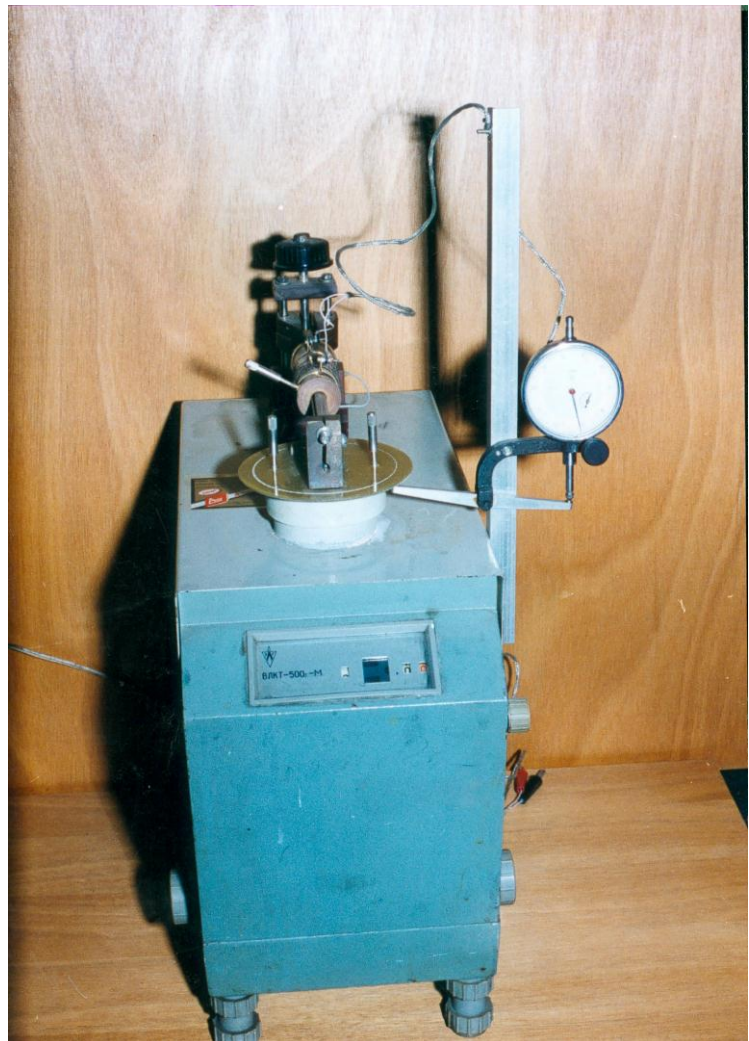


Рис.7.11. Загальний вигляд стенда для експериментальних досліджень термомеханічних характеристик термочутливих елементів термореле



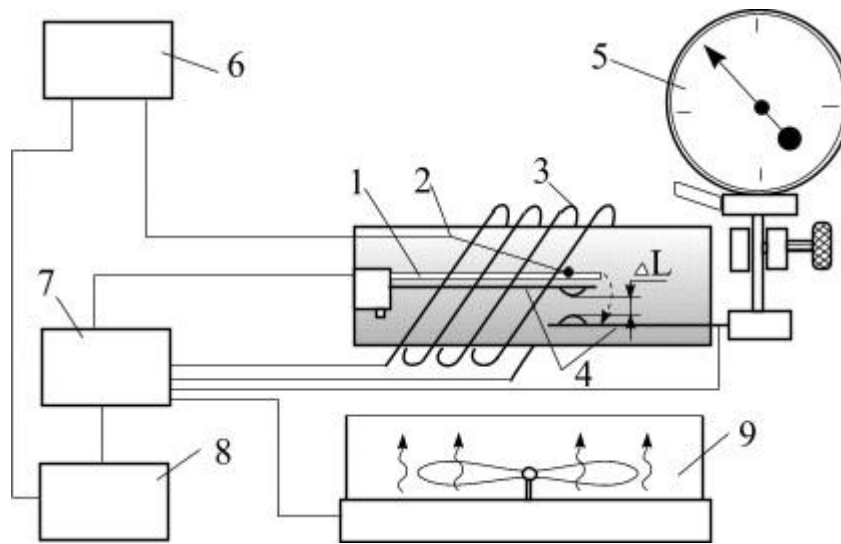


Рис.7.12. Функціонально-кінематична схема станда для експериментальних досліджень температури спрацювання термореле залежно від зазора між контактами:

1 – термочутливий елемент із сплаву з ЕПФ; 2 – термопара; 3 – нагрівач; 4 – контакти; 5 – голівка для вимірювання зазора між контактами; 6 – вольтметр; 7 – блок керування; 8 – блок живлення; 9 - вентилятор

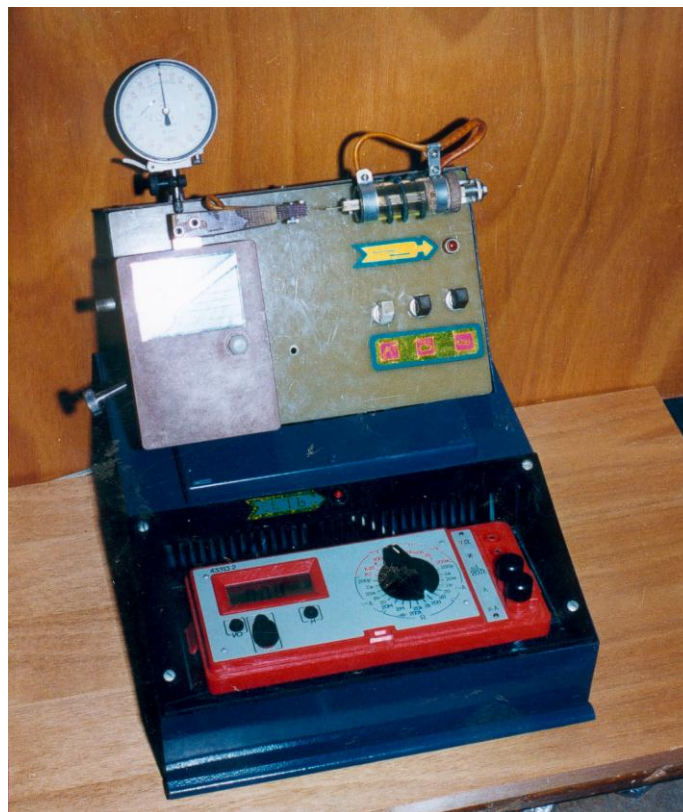


Рис.7.13. Загальний вигляд станда для експериментальних досліджень температури спрацювання термореле залежно від зазора між контактами

Комутаційні та циклічні випробування термореле проводились на стенді, функціональна схема та загальний вигляд якого представлені, відповідно на рис.7.14 та 7.15.

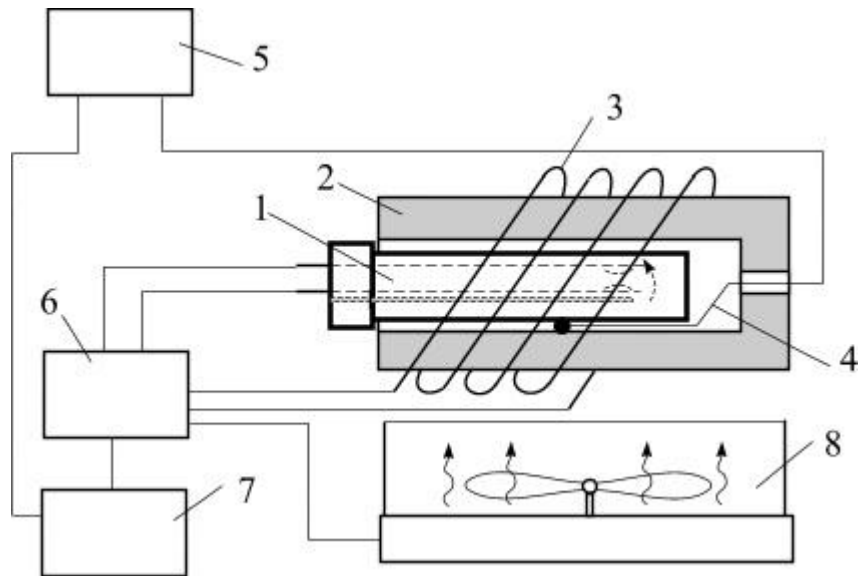


Рис.7.14. Функціонально-кінематична схема стенда для експериментальних комутаційних та циклічних досліджень термореле:

1 – термореле; 2 – корпус нагрівача; 3 – нагрівач; 4 – термопара; 5 – вольтметр 6 – блок керування; 7 – блок живлення; 8 – вентилятор

Параметри та геометричні розміри циліндричних датчиків температури, що досліджувались на зазначених стендах, такі: температура спрацювання  $+90\text{ }^{\circ}\text{C}$ ; номінальна напруга – 24 В; номінальний струм – 1 А; довжина 25 мм; діаметр – 5 мм; маса – 5 Г.

Отримані дані експериментальних випробувань термочутливих елементів та термореле підтвердили їх роботоздатність і дають можливість оптимізувати розміри та характеристики. Експериментальні дослідження властивостей термореле на стенді (див. рис.7.14) засвідчили зростання ресурсу циклічної здатності в 1,9 раза порівняно з термореле на основі біметалів. Наприклад, середня кількість циклів “вмикання–вимикання” термореле на основі сплаву Cu-Al-Mn становить 750 тис., а термореле “мікротерм” (Німеччина) на основі біметалу – 400 тис.

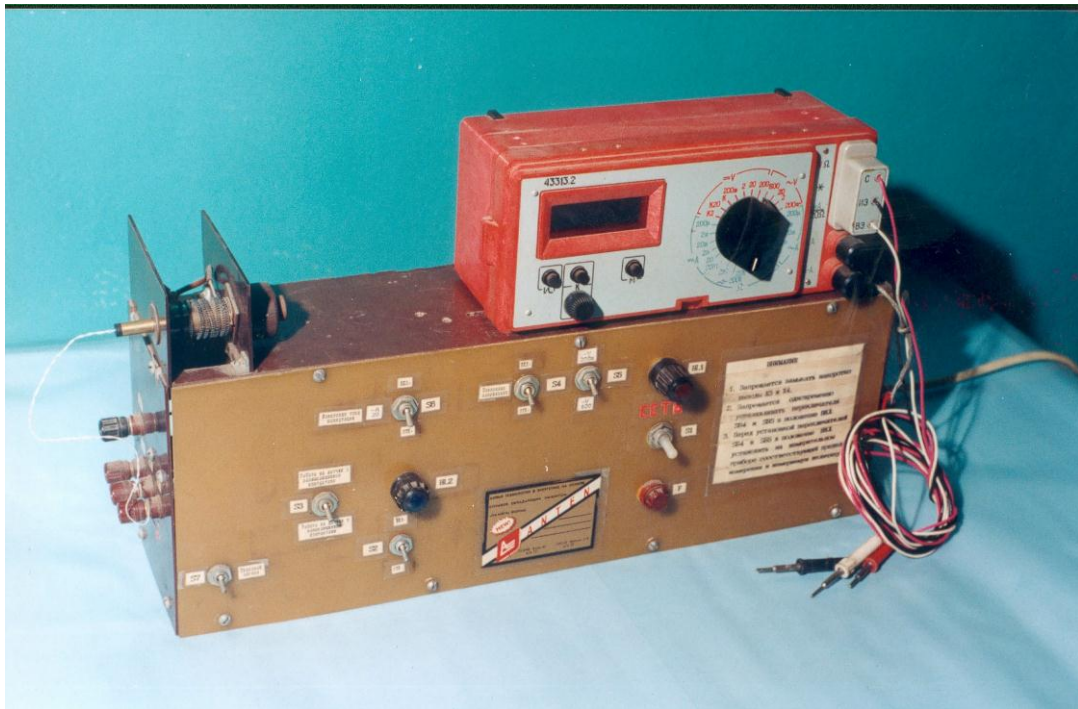


Рис.7.15. Загальний вигляд стенда для експериментальних комутаційних та циклічних досліджень термореле

### 7.3. Пристрої для керування тиском у розбірних контактних системах та особливості їх виробництва і випробування

Пристрої для керування тиском контактних систем із спеціальних термочутливих сплавів [31,33,34,71,107,108] можна класифікувати за наступними ознаками.

За способом нагрівання:

- з непрямым нагріванням;
- з прямим нагріванням електричним струмом.

За властивостями сплаву:

- із сплаву з ефектом пам'яті форми;
- із сплаву з ефектом надпружності.

За функціональним призначенням:

- для стабілізації тиску при температурних деформаціях елементів розбірних контактних систем;
- для керування тиском у розбірних контактних системах залежно від температури;
- для термокомпенсації електродинамічних сил у комутаційних контактних системах при прямому нагріванні електричним струмом.

Необхідно відмітити, що пристрої для термокомпенсації електродинамічних сил у комутаційних контактних системах можуть виконувати і функції керування тиском при непрямому нагріванні. Ця здатність пристроїв стає актуальною, коли в процесі експлуатації знижуються пружні властивості сталевих пружин і, відповідно, поступово знижується контактний тиск і підвищуються перехідний опір та температура контакту.

У більшості випадків з метою підвищення ефективності застосування вищезазначених пристроїв доцільним є сумісне використання у контактних системах пристроїв з ефектами пам'яті форми та надпружності.

У попередніх розділах детально розглянуто обґрунтування принципу керування тиском у розбірних контактних системах на основі конічних шайб з ефектами пам'яті форми та надпружності. При цьому необхідно зазначити, що відрізняються дані шайби співвідношенням компонентів сплаву, термомеханічними характеристиками та товщиною.

При виплавлянні сплавів для даних шайб у відкритих печах надзвичайно важким є процес визначення температурної точки  $A_S$ , оскільки експрес-аналіз потрібно проводити упродовж 2-3 хв, бо у стадії розплавленого сплаву відбувається інтенсивне вигорання і, відповідно, зміна співвідношення компонентів.

З метою інтенсифікації аналізу температурної точки  $A_S$  сплаву розроблено стенд (рис.7.16).

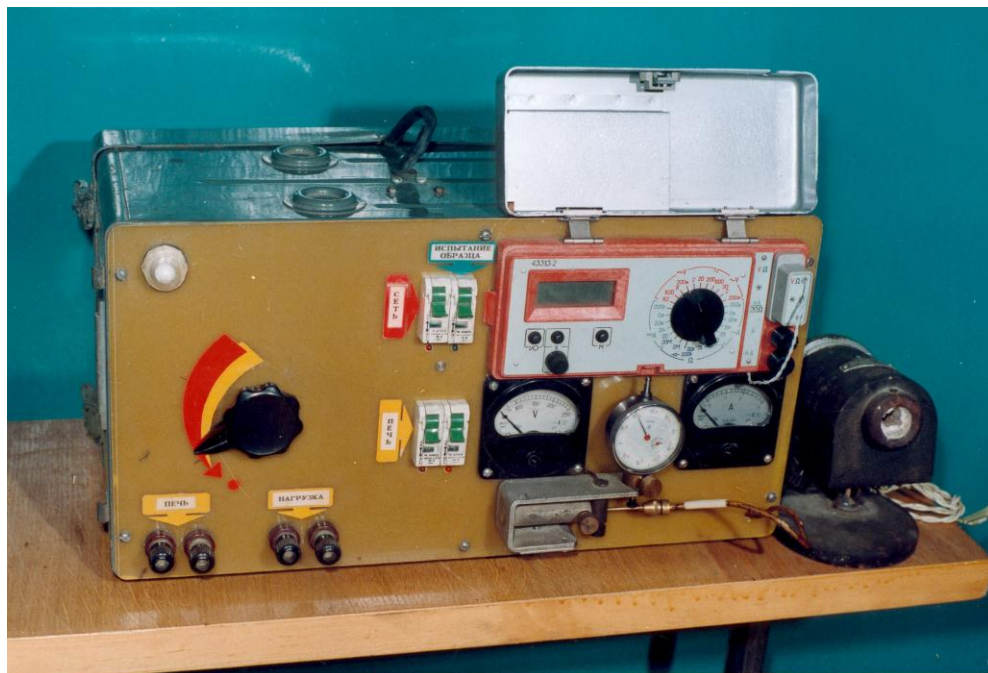


Рис.7.16. Загальний вигляд стенда для експрес-аналізу сплаву під час плавлення

Аналіз з використанням стенда проводиться наступними етапами. За допомогою шприца з наконечником із кварцової трубки (застосовується замість голки) береться проба сплаву. Після охолодження із труби витягується стержень діаметром 1,5–2,0 мм і розміщується на стенді таким чином, що один його кінець кріпиться жорстко, а інший вільний для переміщення. З обох боків до стержня приєднуються гнучкі струмопроводи, а в місці жорсткого кріплення підводиться термопара. В охолодженому стані стержень згинається вручну. Його вільний кінець при цьому повинен механічно контактувати з голівкою для вимірювання переміщення. При пропусканні електричного струму відбувається нагрівання стержня (час нагрівання 10–15 с). Початок переміщення стрілки метричної голівки вказує на початок відновлення форми, а температура стержня у цей момент відповідає значенню  $A_S$ . Після визначення точки  $A_S$  виконується корекція співвідношення компонентів та повторний аналіз. У разі відповідності температури  $A_S$  необхідному значенню виконується розливання сплаву у форми. На рис.7.17 розміщено фотографію стержнів для експрес-аналізу на стенді (поз. 1) та зразки стержнів (поз. 2) після розливання сплаву (діаметр 18–25 мм).

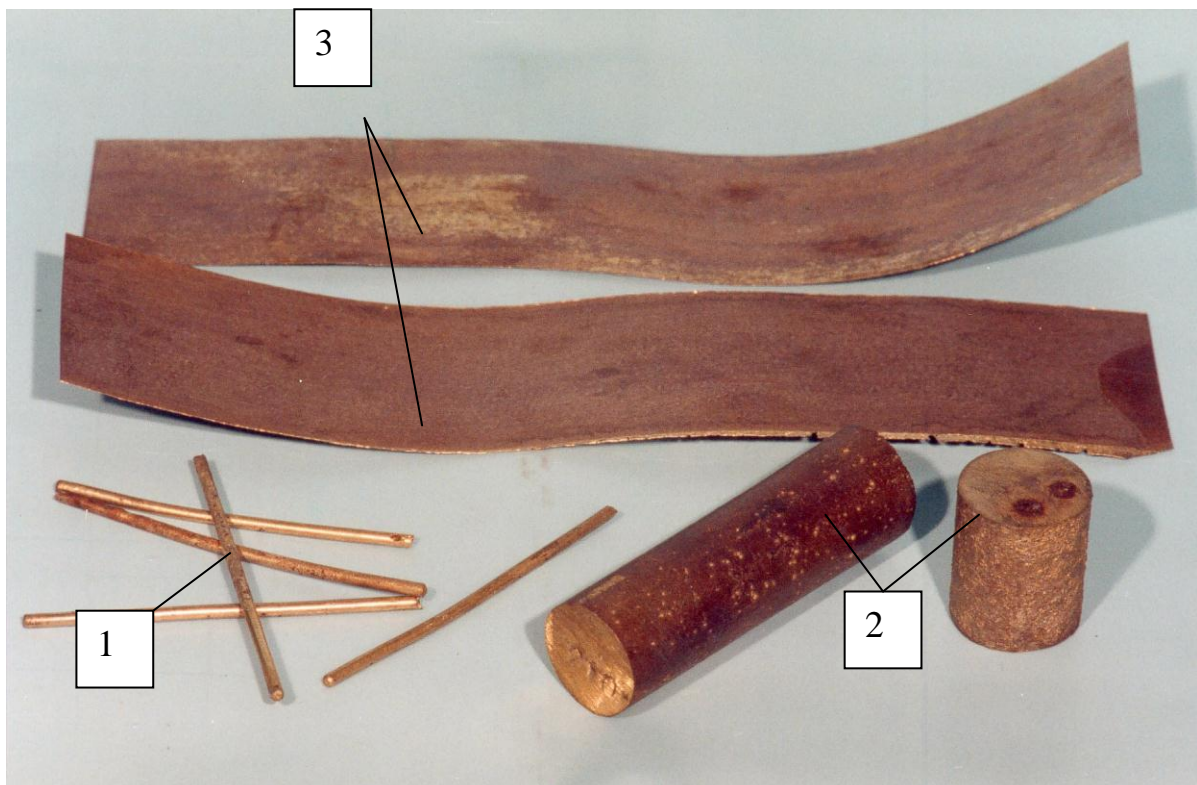


Рис.7.17. Зразки стержнів та прокату сплаву Cu-Al-Mn:

1 – стержні для експрес-аналізу температурної точки  $A_S$ ; 2 – стержні для проведення спектрального аналізу співвідношення компонентів сплаву; 3 – прокат сплаву (полоса)



З метою уточнення співвідношення компонентів сплаву може проводитись спектральний аналіз з використанням стержнів (поз. 2, на торцевому боці стержня видно дві характерні точки від електричної дуги, яка запалюється при проведенні спектрального аналізу).

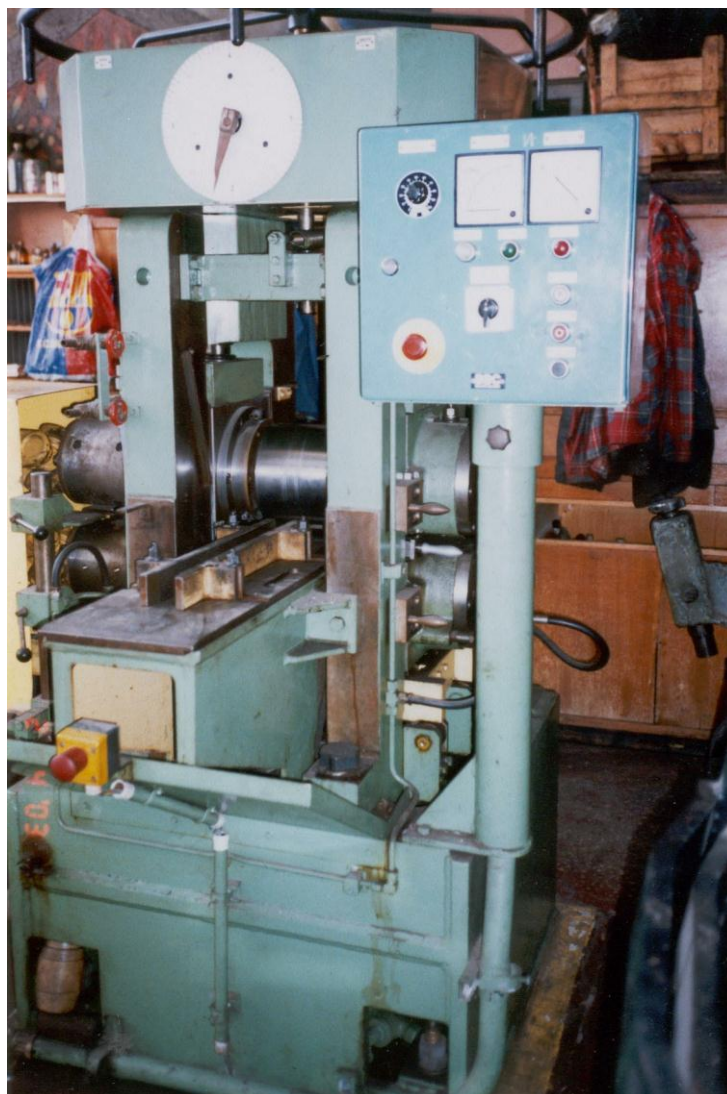


Рис.7.18. Загальний вигляд прокатного станка для виготовлення стрічки товщиною  $h_{\text{мін}}=0,15$  мм

Отримані після розливання та охолодження сплаву стержні нагріваються у муфельних печах до температури 800–900 °С і прокатуються на прокатному стані (рис.7.18) декілька разів з усадкою за кожним циклом 1–4 мм до необхідної товщини.

У результаті проведення досліджень з вивчення нового типу термочутливих елементів було встановлено, що експлуатаційні характеристики та надійність вказівників перегрівання (ВП) розбірних контактних з'єднань, виготовлених на основі сплаву з ефектом пам'яті форми, залежать від якості

термочутливих елементів. Тому розробка технологічних основ отримання стрічок тонкого прокату сплаву Cu-Al-Mn (далі сплаву) для термочутливих елементів, спеціалізованого обладнання для прокату, сортування та вихідного контролю дала змогу отримати вказівники перегрівання контактних з'єднань зі стабільними експлуатаційними характеристиками.

Основою процесу виготовлення ВП є механічна обробка зразків сплаву з метою отримання стрічок тонкого прокату за температурою відновлення форми, наклеювання сигнальної частини та виготовлення вказівників перегрівання методом штампування.

Виготовлення вказівників перегрівання складається з таких операцій:

- ✓ вхідний контроль злитків сплаву;
- ✓ експериментальне визначення технологічного регламенту прокатки стержнів та тонких стрічок сплаву;
- ✓ сортування стрічок тонкого прокату;
- ✓ технологічний процес виготовлення ВП;
- ✓ проведення приймально-здавальних випробувань партії вп.

Вхідному контролю підлягає партія стержнів сплаву діаметром 20–21 мм. Для забезпечення температур спрацювання вказівників перегрівання 50, 70 та 100 °С методом експериментального аналізу контролюється співвідношення компонентів та мікроструктура сплаву. Результати спектрального аналізу при відборі наведені в табл.7.1.

Таблиця 7.1. Співвідношення компонентів сплаву Cu-Al-Mn залежно від температури спрацювання термочутливого елемента

Температура спрацювання ВП, °С	Вміст міді, %	Вміст алюмінію, %	Вміст марганцю, %
50	83,6	11,4	5,0
70	83,3	11,7	5,0
100	82,9	12,1	5,0

Стержні, що пройшли вхідний контроль, нарізаються на заготовки довжиною 100 мм та підлягають чорновій прокатці. Прокатка заготовок здійснюється на прокатному обладнанні фірми FRÖLING (ФРН). Прокатний однокліттьовий стан типу Duo160x200 забезпечує такі параметрами режиму прокатки: максимальне зусилля на валах – 80 т; плавне регулювання лінійної швидкості прокатки в діапазоні від 0 до 20 м/с; поточний контроль параметрів прокатки (зусилля на валках та їх температури).

Експериментально визначено режим чорнової прокатки: оптимальна температура підкату становить 800±10°С (при якій деформування проходить з

мінімальним зусиллям); кількість проходів – 3; відносне обтиснення за кожний прохід – 50–55%; швидкість обертання валків – 0,5 м/с.

Особлива увага приділена розробці технології прокатки стрічок для забезпечення оптимальних температурних, швидкісних та деформаційних умов прокатки смуг товщиною від 2,5–0,7 до 0,16–0,17 мм із забезпеченням їх стабільних фізико-механічних властивостей.

Проведені експериментальні дослідження режимів прокатки стрічок сплаву з початкової товщини  $2\pm 0,2$  мм до кінцевої 0,16–0,17 мм показали, що необхідна прокатка в декілька проходів, а також дотримання при цьому оптимальної температури та швидкості прокатки. Визначено, що оптимальна температура підкату становить 900–1000 °С, а оптимальна швидкість – 4–5 м/с. При даних параметрах прокатки стрічки не мають дефектів поверхні, а розбіг по товщині знаходиться в межах  $\pm 0,01$ . Заключний етап прокатки стрічок здійснюється в пакеті за один прохід. Виявлено, що хімічний склад сплаву не впливає на геометричні параметри та якість поверхні стрічок.

Дослідження енерго-силових параметрів прокатки стрічок сплаву проведено згідно з прийнятою технологією при застосуванні найефективнішого мастила – пальмової оливи. Критеріями ефективності мастил та енерго-силовими параметрами прокатки – параметр К, зусилля прокатки та відносне обтиснення металу при постійних значеннях швидкості і хімічного складу сплаву та оливи. Параметр К характеризує витрати зусилля прокатки на 1% деформування стрічки. Результати досліджень наведені в табл. 7.2.

Таблиця 7.2. Енерго-силові параметри прокатки стрічок сплаву від товщини  $2\pm 0,2$  до 0,15–0,17 мм

Номер проходу	Початкова товщина, мм	Кінцева товщина, мм	Абсолютне обтиснення, мм	Відносне обтиснення, %	Зусилля прокатки, кг	Параметр К, кг/%
1	2	3	4	5	6	7
1	2,00	1,15	0,80	41,0	6750	164,6
2	1,15	0,72	0,43	37,4	7500	200,5
3	0,72	0,37	0,35	48,6	15750	324,0
4(пакет)	0,74	0,33	0,41	55,0	14500	263,6

Експериментально встановлено, що енергетичні витрати на деформацію стрічок зростають у напрямку прокатки більш тонких стрічок. Застосування менш ефективних мастил типу СКМ, Т7П, УкрІнол–216, СП–3 та інших замість пальмової оливи спричиняє зростання енергетичних витрат до 50%, а також збільшення кількості проходів та виникнення дефектів поверхні стрічок.

Внаслідок неоднорідного контактування стрічок у пакеті з холодними валками при заключному проході були виявлені розбіжності у фізико-механічних властивостях стрічок, що контактували з валками та тими стрічками, що знаходились всередині пакету. Це пояснюється різними температурними параметрами умов прокатки неоднорідного пакету стрічок. Для приведення матеріалу стрічок у стан рівноваги після механічної обробки необхідно застосувати стабілізуючу термічну обробку готових стрічок. Режим термічної обробки: нагрівання – до температури  $800\pm 10$  С; витримка при тій же температурі – 20 хв, охолодження – до  $200\text{--}250$  °С в оливі, подальше охолодження – на повітрі.

Для сортування смуг сплаву після механічної обробки та попереднього обрізання на гільйотині розроблений стенд сортування смуг тонкого прокату ССТП (рис. 7.19).

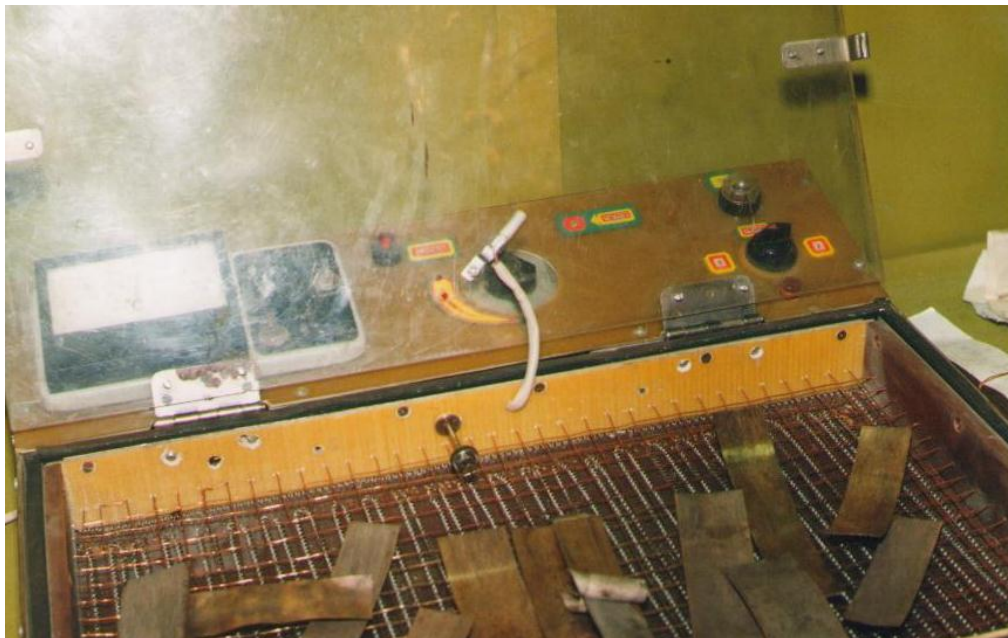


Рис.7.19. Загальний вигляд стенда ССТП для сортування смуг тонкого прокату

Для виготовлення конічних шайб із смуги, отриманої після прокатки, розроблено та виготовлено одноходові штампи (рис.7.20). З метою економії затрат праці та електроенергії штампування шайб та деформування до конічної форми виконується за один хід штампу.

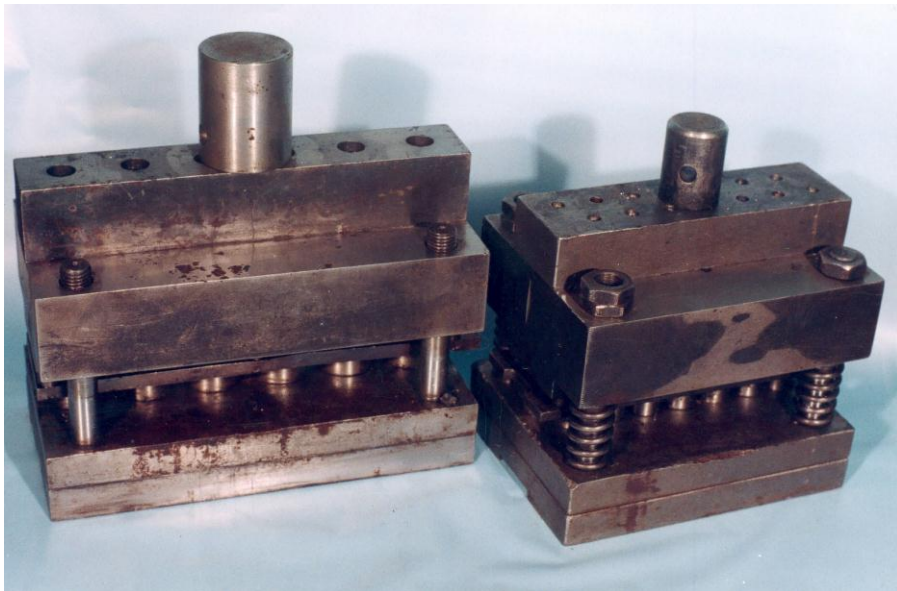


Рис.7.20. Загальний вигляд штампів для виготовлення конічних шайб із сплаву з ЕПФ

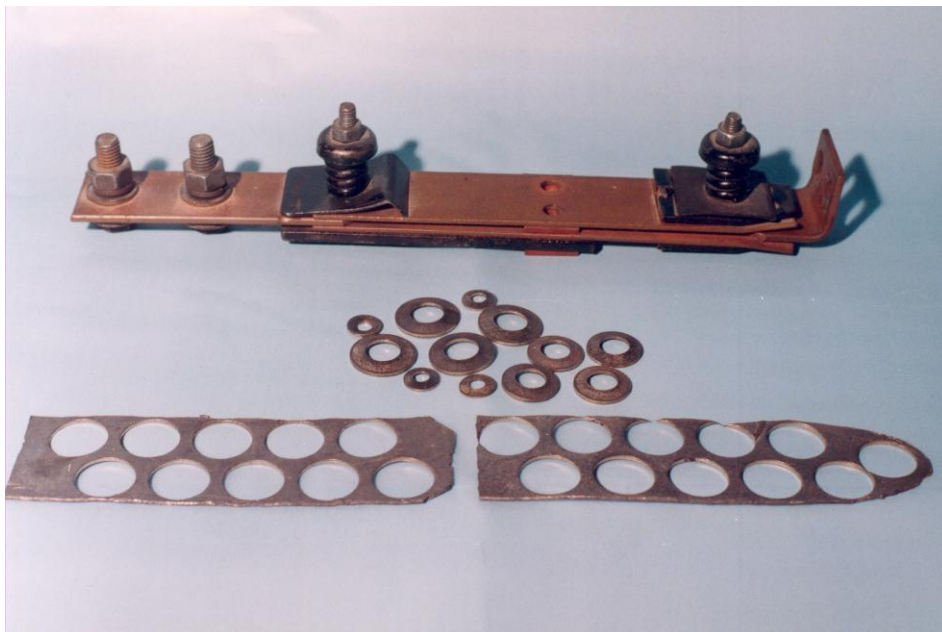


Рис.7.21. Загальний вигляд конічних шайб, смуги після штампування та контактного з'єднання роз'єднувача з вмонтованими шайбами із сплаву з ЕПФ

На рис.7.21 зображено конічні шайби (з різними типорозмірами) із сплаву з ЕПФ (на середньому плані). На передньому плані показано вигляд смуги після штампування шайб, а на задньому – полюс роз'єднувача з конічними шайбами з боку розбірного болтового контактного з'єднання.

Необхідно відмітити, що процес плавки, експрес-аналіз температурних точок та виготовлення конічних шайб із сплаву з ефектом надпружності аналогічні наведеному.

Наступним етапом є випробування конічних шайб, який може виконуватись за двома напрямками. Перший – це локальні випробування шайби (окремо від контактної з'єднання), який передбачає зняття термомеханічних характеристик та термоциклічні випробування. Другий – це дослідження електротеплових процесів у контактному з'єднанні, обладнаному конічними шайбами.

Для виконання вказаних напрямів експериментальних досліджень розроблено та виготовлено стенд, функціональна схема та конструкція якого наведені на рис.7.22, 7.23 та 7.24.

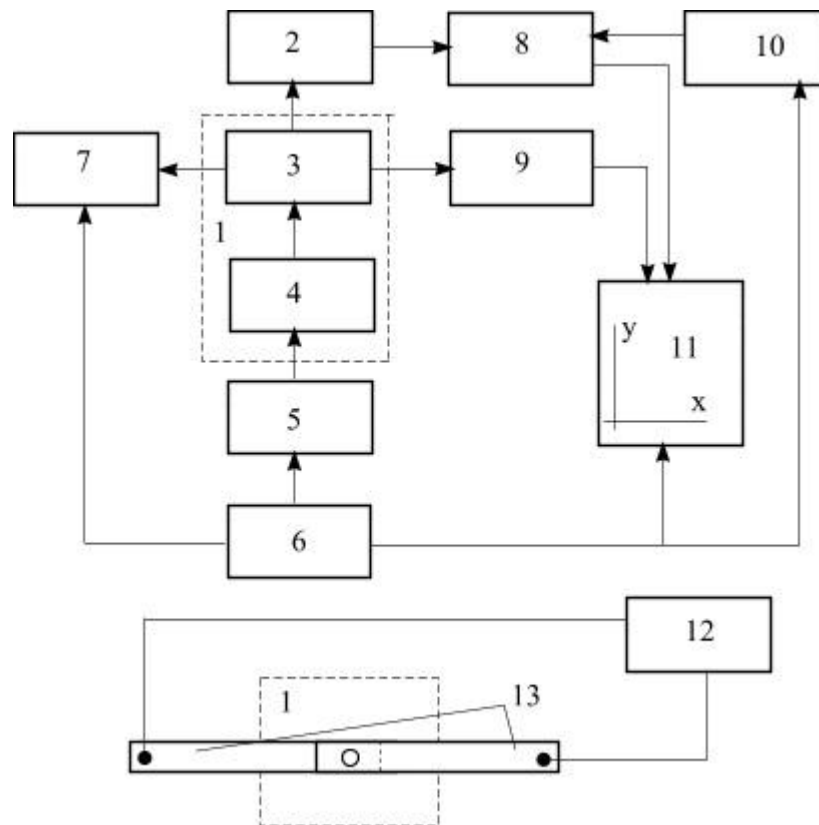


Рис.7.22. Функціональна схема стенда для експериментальних досліджень конічних шайб із сплаву з ефектами пам'яті форми та надпружності:

1 – зона дослідження; 2 – тензорезисторний датчик; 3 – конічна шайба; 4 – нагрівач; 5 – блок управління нагрівачем; 6 – джерело живлення; 7 – контактний термометр; 8 – підсилювач; 9 – термопара; 10 – регульований блок живлення; 11 – прилад реєстрації; 12 – навантажувальний трансформатор; 13 – електричні шини

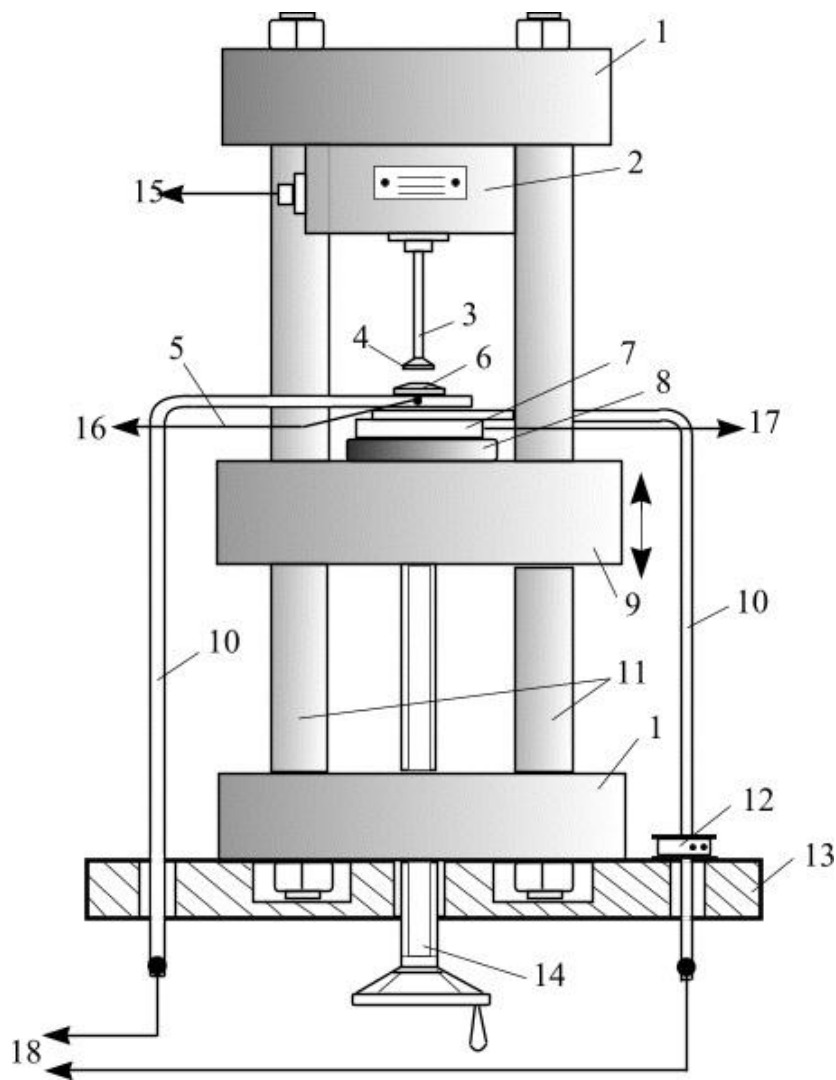


Рис.7.23. Конструкція стенда для експериментальних досліджень конічних шайб із сплаву з ефектами пам'яті форми та надпружності:

1 – нерухомі платформи; 2 – тензорезисторний датчик; 3 – шток; 4, 8 – теплоізолюючі прокладки; 7 – нагрівач; 9 – рухома платформа; 10 – електричні шини; 11 – штанги; 12 – трансформатор струму; 13 – стіл; 14 – привод рухомої плити; 15 – з'єднання з тензорезисторного датчика з підсилювачем; 16 – з'єднання термопари з приладом реєстрації; 17 – з'єднання нагрівача з блоком управління; 18 – з'єднання шин з навантажувальним трансформатором

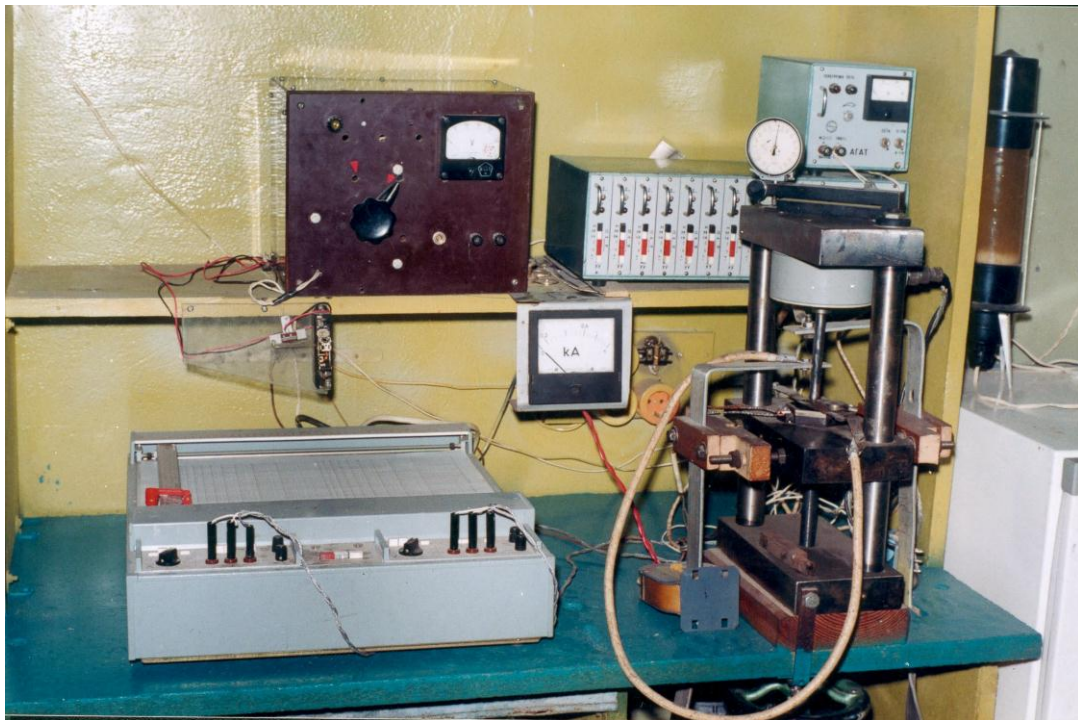


Рис.7.24. Загальний вигляд станда для експериментальних досліджень конічних шайб із сплаву з ефектами пам'яті форми та надпружності

Функціональні та технічні можливості станда дозволяють: проводити реєстрацію характеристик на папері за двома координатами; задавати та реєструвати значення зусилля 0–10 кН (похибка  $\pm 5\%$ ) і температури в зоні дослідження від +20 до +200 °С (похибка  $\pm 2,5\%$ ); реєструвати час; проводити разові або циклічні випробування; максимальний струм навантажувального трансформатора 2000 А.

Приклад термомеханічної характеристики конічної шайби із сплаву з ЕПФ, отриманої за допомогою даного станду, наведено на рис. 7.25.



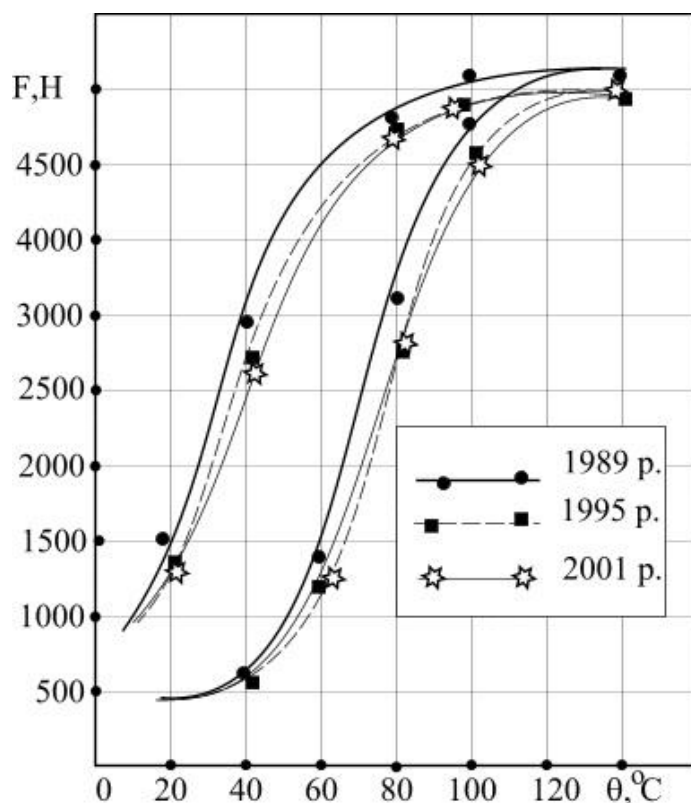


Рис.7.25. Термомеханічні характеристики конічної шайби із сплаву з ЕПФ (результати досліджень за період 1989–2001 рр.)

Значний інтерес представляє зміна термомеханічної характеристики конічної шайби у часі (процес утомлюваності). У цьому напрямку досвід накопичується, починаючи з 1989 року. На рис.7.25 наведено термомеханічні характеристики конічної шайби М16, які знімалися упродовж 1989–2001 рр. Із рисунку видно, що характеристики до 1995 дещо знижуються, а потім стабілізуються. Незначні відхилення характеристик 1995 і 2001 рр. викликані похибкою вимірів.

На рис.7.26 представлено експериментальний графік зміни термомеханічного зусилля при наростанні температури та ступінчастій зміні (збільшенні) вільного ходу відновлення форми шайби. Позиції 1, 2, 3 та 4 – частини термомеханічної характеристики. Позиції 5 відповідають ступінчастому збільшенню вільного ходу на 0,25 мм і, відповідно, зменшенню контактного тиску. Пунктирні лінії 6 відповідають гіпотетичному ходу термомеханічної характеристики за умови постійного значення вільного ходу (для даної характеристики). Із рисунку видно, що поява додаткового зазора для відновлення форми шайби і зниження зусилля компенсується при наростанні температури.

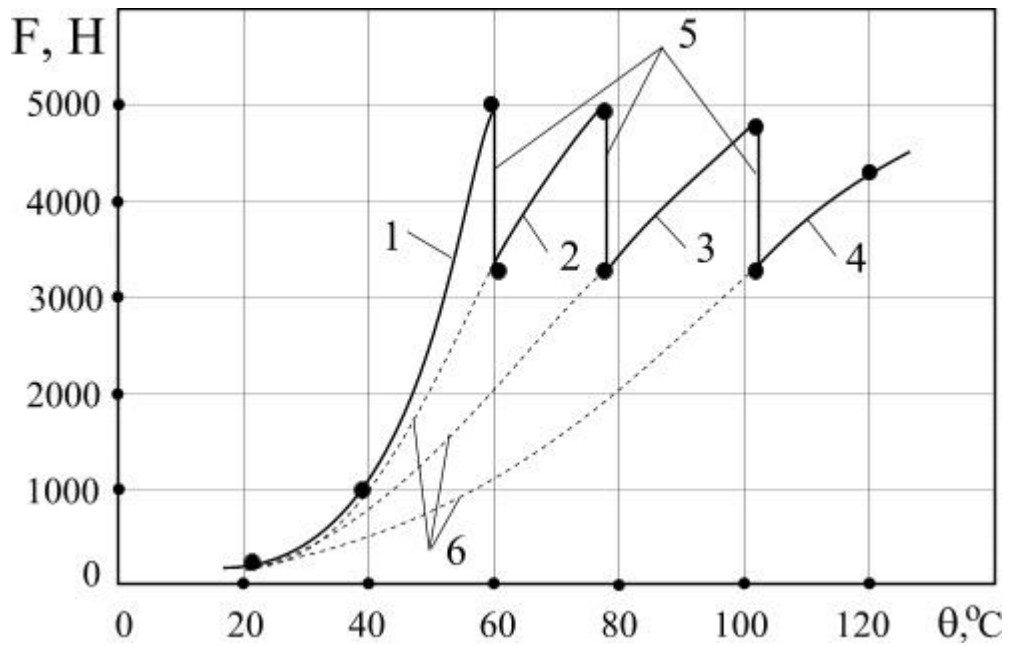


Рис.7.26. Термомеханічна характеристика конічної шайби з ЕПФ при ступінчастому збільшенні вільного ходу відновлення форми:

1,2,3,4 – частини термомеханічної характеристики; 5– ступінчасте збільшення вільного ходу відновлення форми; 6 – гіпотетичні криві термомеханічних характеристик

На рис.7.27 наведено графік залежності термомеханічного зусилля конічної шайби від температури при повторенні циклів нагрівання–охолодження (див. напрям стрілок). Із рис.7.25 та 7.27 видно характерний термомеханічний гістерезис.

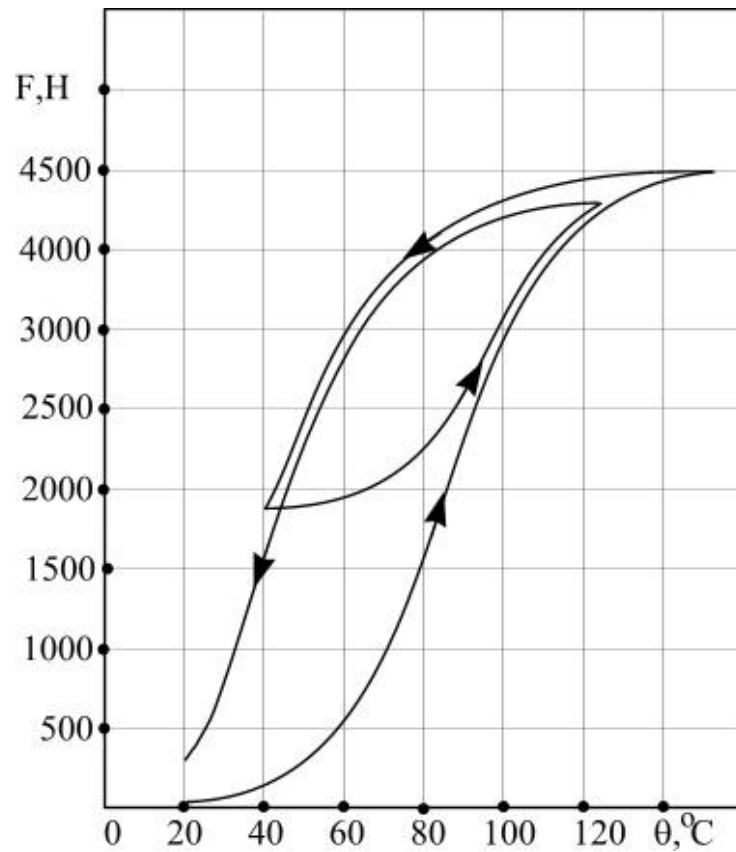


Рис.7.27. Термомеханічна характеристика шайби із сплаву з ЕПФ при циклічному нагріванні та охолодженні

На рис.7.28 наведено деформаційну характеристику конічної шайби із сплаву з ефектом надпружності. Значення параметра  $M$  на осі абсцис відповідають переміщенню рухомої плити 9 на стенді (див. рис.7.23) або висоті осаджування конічної шайби (у напрямі від форми конуса до плоскої форми).

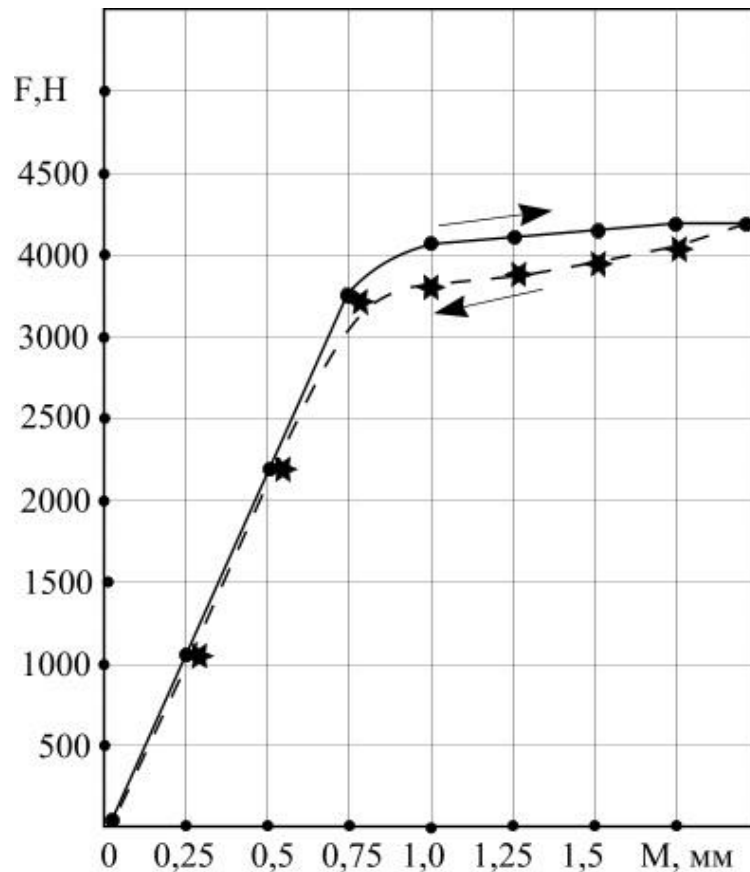


Рис.7.28. Деформаційна характеристика шайби із сплаву з ефектом над пружності

Результати експериментальних досліджень розбірного контактного з'єднання, оснащеного конічними шайбами із сплаву з ефектом пам'яті форми та надпружності, представлені на рис.7.29 та 7.30. На рис.7.29 наведено графік зміни температури контактного з'єднання у часі при наявності та відсутності вказаних шайб. Вихідні дані експериментальних вимірювань: з'єднання алюмінієвих шин прямокутного перерізу з розмірами 3,5×35 мм; електричний струм – 400 А; початковий тиск у контактному з'єднанні – 200 Н; конічні шайби – із сплаву з ЕПФ з типорозміром М12 та товщиною  $h_1=2,5$  мм і  $h_2=2,7$  мм. Із рис.7.29 можна зробити висновок про суттєвий вплив конічної шайби на процес нагрівання контактного з'єднання.

Позиції 2 і 3 відповідають випадкам використання двох конічних шайб з різними термомеханічними характеристиками [101].

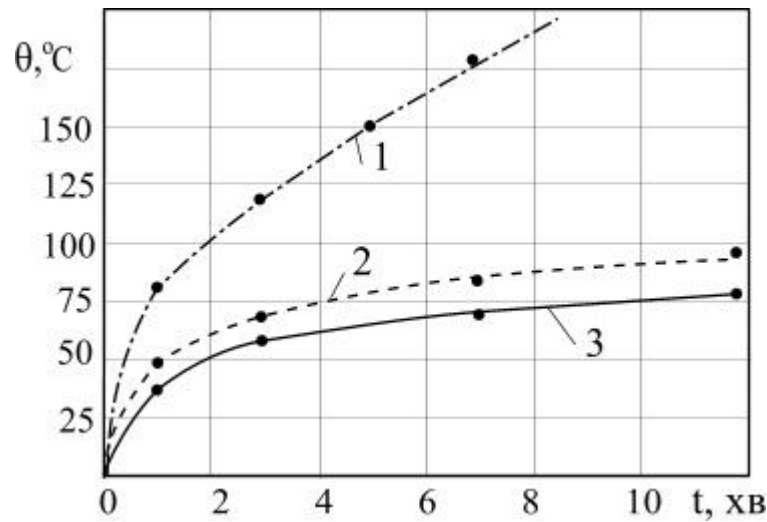


Рис.7.29. Криві нагрівання розбірного контактного з'єднання електричним струмом:

1 – для класичного типу контактного з'єднання; 2 і 3 – для контактної з'єднання, обладнаного конічною шайбою із сплаву з ЕПФ (поз. 2 – при  $h=2,5$  мм; 3 –  $h=2,7$  мм)

На рис.7.30 наведено графіки зміни контактної тиску у часі при наявності та відсутності у розбірному з'єднанні конічної шайби із сплаву з ЕНП. Значна зміна тиску у контакті за кривою 2 пояснюється різним температурним розширенням матеріалу болтів (сталь) і шин (алюміній). У цьому випадку тиск сягає межі змінання алюмінію, що призводить до появи залишкової деформації контакт-деталей з'єднання. За наявності у контакті шайби з ефектом надпружності зміна тиску становить до 5% (крива 3). Зміна тиску у даному випадку не приводить до накопичення залишкової деформації і зростання перехідного опору контакту, що подовжує період його нормальної експлуатації.

Аналіз відповідності експериментальних та розрахункових результатів показав, що максимальне відносне відхилення результатів складало 5–8%.

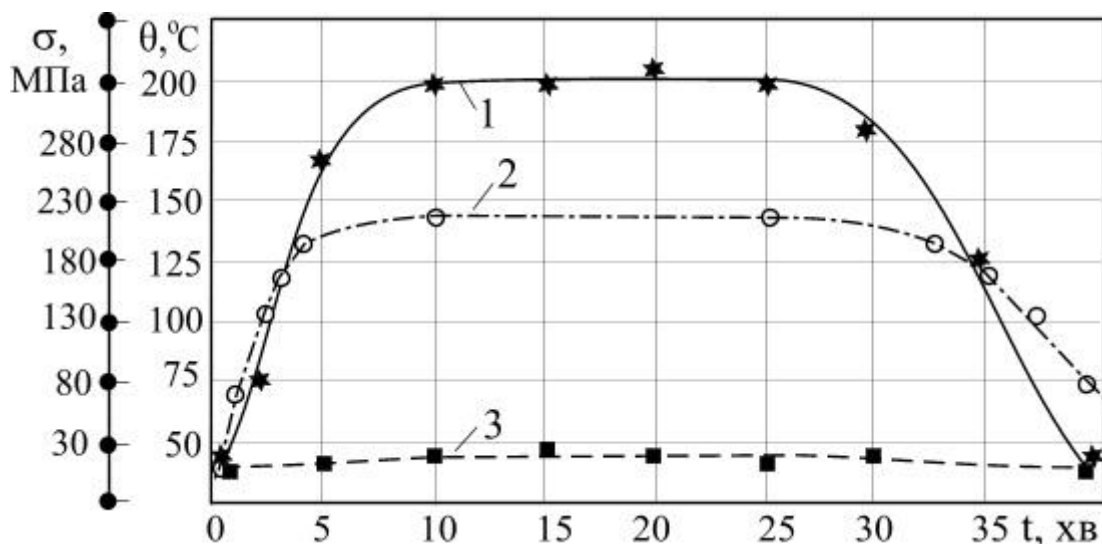


Рис.7.30. Зміна контактного тиску у часі при нагріванні з'єднання алюмінієвих шин електричним струмом:

1 – зміна температури контакту у часі; 2 і 3 – зміна контактної тиску у часі відповідно при відсутності та наявності конічної шайби з ефектом надпружності

#### 7.4. Застосування сплавів з ефектом пам'яті форми для розширення функціональних можливостей захисних вимикаючих пристроїв

Дефекти, пошкодження різного характеру та насичення вологою ізоляції призводять до появи в електроустановках струмів витікання, що супроводжується рядом негативних і навіть трагічних наслідків. Поява на металоконструкціях тваринницьких ферм і комплексів напруги близько 2–3 В знижує продуктивність тварин на 20%.

Найбільш ефективним заходом захисту людей і тварин у таких ситуаціях є пристрої захисного вимикання. Вони дозволяють за 0,1 с відключити ушкоджену ділянку системи електропостачання з появою струму витікання.

Промисловість України і країн СНД випускає декілька типів пристроїв захисного вимикання: РУД–05УЗ, автоматичний вимикач із захистом від струмів витікання АЕ 2443, ЗОУП–25 (припинене серійне виробництво), пристрій УЗО 10.2.010.П.УХЛ.2, УЗОШ. В останні роки до України ввозиться багато закордонних пристроїв, наприклад V/304-046101 (виробництва Бельгії) та ін. [23,144,145].

В агропромисловому комплексі накопичено певний досвід використання цих пристроїв. Дослідження [144] показали, що в теплий час року (квітень–жовтень) у всіх електроустановках струм витікання становив від 0,3 до 0,6 мА, незалежно від довжини внутрішньої проводки і способів її монтажу. В окремі

інтервали часу (наприклад, з першої до другої години ночі) струм іноді досягав 1–1,5 мА. У холодний період року струм витікання коливався від 2 до 3 мА. Однак при настанні відлиги струми витікання зростали до 10–20 мА і більше.

Наявність високочутливих пристроїв захисного відключення в умовах агресивного середовища і підвищеної вологості тваринницьких ферм дає відчутну кількість помилкових спрацьовувань, що призводить до змушеної зупинки технологічного устаткування та створює психологічний бар'єр на шляху широкого застосування даних пристроїв. Накопичений досвід вказав на необхідність застосування пристроїв з відносно низькою чутливістю, що не реагують на природні струми витікання.

Використання пристроїв захисного вимикання стримується також їх вузьким функціональним призначенням. Дослідження, проведені в Національному університеті біоресурсів і природокористування України, показали можливість розширення функцій пристроїв захисного вимикання без зміни їх конструкцій [66]. В основу запропонованої розробки покладено принцип імітації струму витікання при перегріванні струмоведучих елементів електроустановки. Конструктивне доповнення складається із термореле (див. розд. 3.1.2) і резистора, які встановлюються в електроустановці. На рис.7.31 представлена спрощена схема зовнішніх з'єднань пристрою захисного вимикання, що забезпечує додаткові функції захисту електродвигуна при підвищеному нагріванні обмоток.

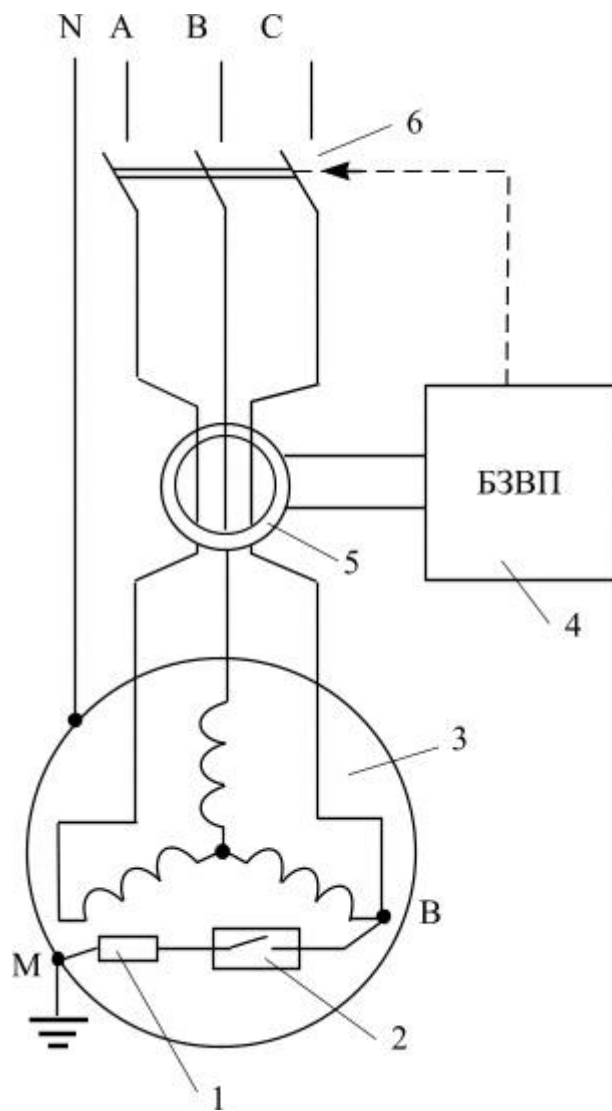


Рис.7.31. Універсальний захисний вимикаючий пристрій:

1 –струмообмежуючий резистор; 2 – датчик температури; 3 – електродвигун; 4 – блок захисного вимикаючого пристрою; 5 – трансформатор струму нульової послідовності; 6 – контакти комутаційного апарата захисного вимикаючого пристрою

Датчик температури в даному випадку може бути вмонтований у корпус електродвигуна чи закріплений спеціальним теплопровідним герметиком на обмотці у лобовій частині. Один із виводів датчика приєднується до корпусу, а другий послідовно з струмообмежуючим резистором – до затискачів однієї із фаз.

З появою аварійного режиму електродвигуна (перегрівання обмоток) спрацьовує датчик (замикаються контакти) і в ланцюзі (В-М) імітується струм витікання, величина якого може регулюватися струмообмежуючим резистором. Спрацьовує пристрій захисного вимикання. Після охолодження електродвигуна



до температури повернення датчика, з'ясування причин відключення та проведення необхідних робіт може бути зроблений повторний запуск.

Конструктивне доповнення захисного пристрою не вимагає монтажу проводів від датчика температури до пристрою захисного відключення (на відміну від температурних захистів).

Дана структура захисту дозволяє забезпечити одночасний захист від перегрівання декількох установок (обладнаних датчиками) та одним пристроєм захисного вимикання.

#### 7.5. Підвищення надійності автогазових вимикачів

У розподільних пристроях напругою 10 кВ достатньо широко використовуються автогазові вимикачі навантаження типу ВН та ВНП.

Наявність у пристроях з автоматичним вимиканням великої кількості важелів і тяг, а також необхідність їх регулювання і періодичного змащування вузлів тертя роблять вимикач складним і громіздким в обслуговуванні. У холодний період року громіздка механічна система примерзає і не спрацьовує. Відсутність елементів стабілізації тиску в контактних вузлах створює необхідність постійного контролю і ручного регулювання контактного тиску.

В основу запропонованого технічного рішення покладено задачу підвищення функціональної надійності роботи вимикача за рахунок удосконалення пристрою автоматичного вимикання і стабілізації перехідного опору робочих контактів при їх нагріванні [30,146,147]. Технічна суть пристрою пояснюється на рис.7.32 (загальний вигляд одного полюса вимикача) та рис.7.33 (високовольтний плавкий запобіжник).

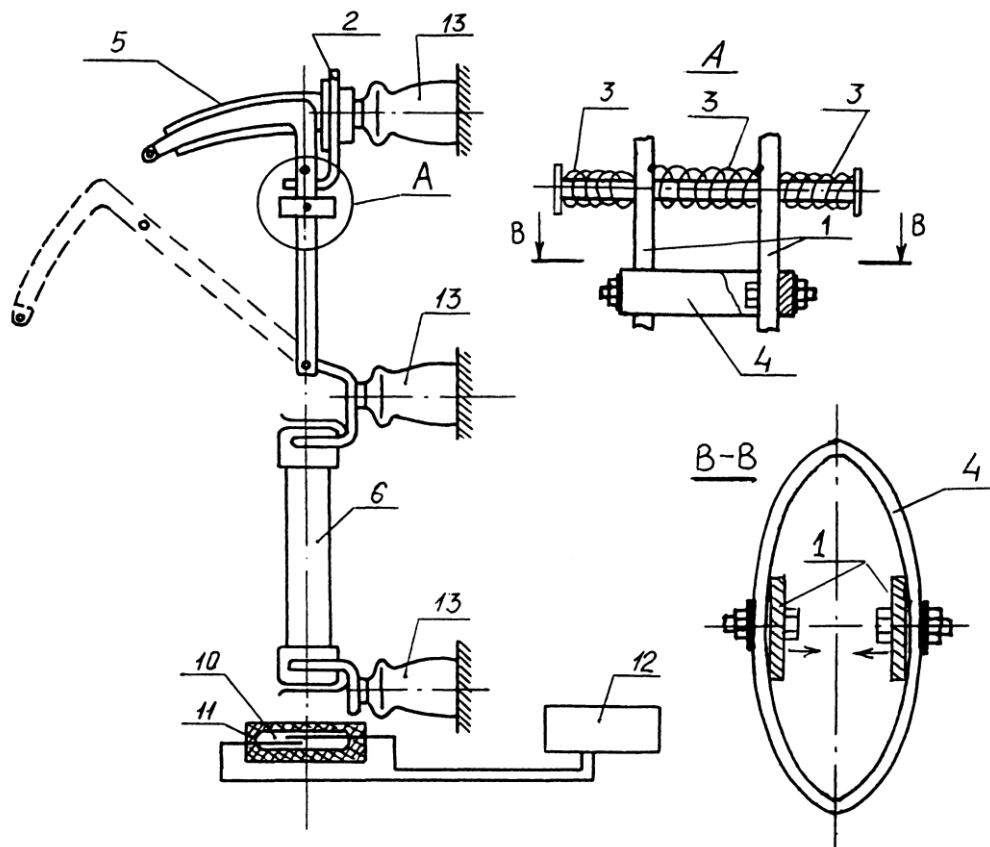


Рис. 7.32. Високовольтний автогазовий вимикач навантаження:

1 – рухомі контакти; 2 – нерухомі контакти; 3 – стискуючі сталеві пружини; 4 – стягуючий елемент із сплаву з ефектом пам'яті форми; 5 – дугогасильні камери; 6 – високовольтні плавкі запобіжники; 7 – геркони; 8 – пластмасовий ізолюючий корпус; 9 – електромагніт; 10 – опорні ізолятори

Працює пристрій таким чином (див.рис. 7.33). У нормальному режимі роботи контактна система вимикача замкнена, вказівники спрацювання 2 запобіжників 1 і постійні магніти 3 знаходяться у верхньому крайньому положенні. При цьому геркон 5 буде розімкнутий, а електромагніт 7 відключений.

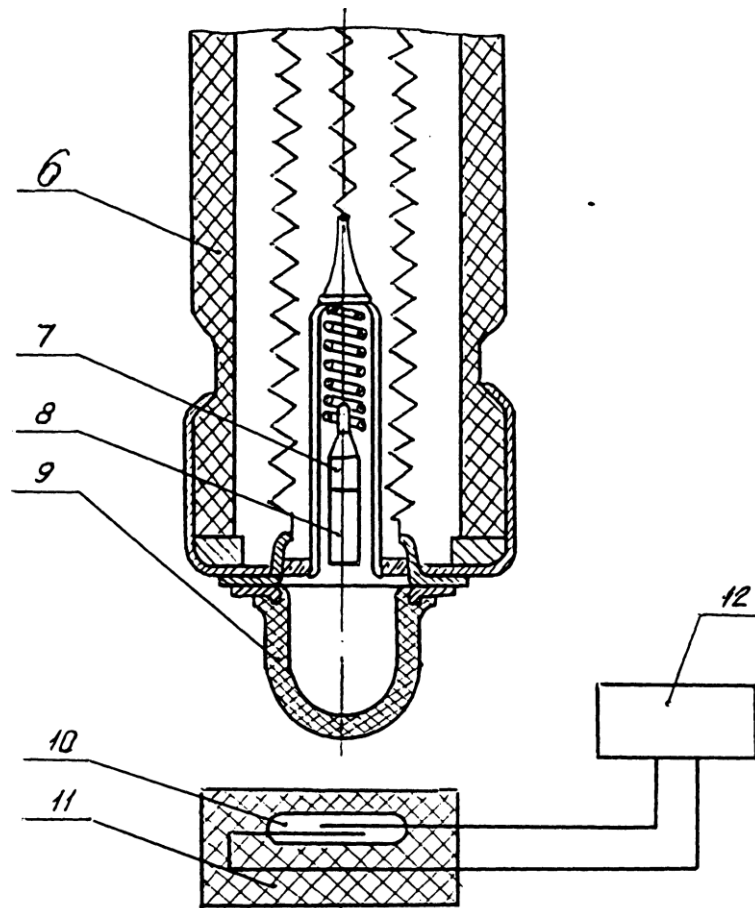


Рис.7.33. Плавкий запобіжник з пристроєм дистанційної сигналізації спрацювання:

1 – високовольні плавкі запобіжники; 2 – механічні вказівники спрацювання; 3 – постійний магніт; 4 – оглядовий герметизуючий ковпачок; 5 – геркони; 6 – пластмасовий ізолюючий корпус; 7 – електромагніт

При появі перевантаження або короткого замикання і спрацюванні хоча б одного запобіжника 1, вказівник 2 і постійний магніт 3 переміщуються вниз, геркон 5, замикаючись, включає електромагніт 7 вимикання вимикача навантаження. Відбувається вимикання вимикача. У разі спрацювання двох або трьох запобіжників одночасно вимикання вимикача здійснюється аналогічно.

Таким чином, внаслідок заміни механічних зв'язків на зв'язки через магнітне поле (вказівник спрацювання запобіжника – постійний магніт – геркон) виключається вплив навколишнього середовища.

У момент появи короткого замикання відбувається зниження контактного тиску або відкидання контактів за рахунок електродинамічних сил. Крім того, у процесі експлуатації зменшується жорсткість стискуючих сталевих пружин, що також сприяє зменшенню контактного тиску і збільшенню перехідного

опору контактів. Надалі це призводить до теплового руйнування контактної системи вимикача.

У цьому пристрої (див.рис.7.32)стягуючий еліпс 4 із сплаву з ефектом пам'яті форми в аварійних режимах здійснює додаткове стискання контактів 1 і 2. При появі перевантаження або короткого замикання вимикача стягуючий еліпс 4 відновлює задану при термообробці форму і стягує паралельні пластини рухомих контактів 1 до центру.

Експериментальні дослідження показали, що термочутливий елемент у вигляді еліпсу, забезпечує плавне регулювання тиску залежно від температури.

## 7.6. Підвищення надійності роз'ємних контактних систем

Аналіз пошкоджень у системах електропостачання показує, що кожна дев'ята аварія обумовлена виходом з ладу роз'єднувачів. Причинами є недостатні термічна та динамічна стійкості контактних систем.

У процесі експлуатації контактні системи багаторазово піддаються електродинамічним та термічним впливам. Залежно від типу роз'єднувача у зазначених умовах видовжуються та згинаються струмопроводи, зміщуються та зменшуються за кількістю точки контактування, накопичуються залишкова деформація у контакт-деталях та інших елементах. У результаті нагромадження залишкової деформації знижується контактний тиск та, відповідно, зростає перехідний опір і температура контакту. При несвоєчасному виявленні перегрівання даного контакту може відбутись його теплове руйнування і вихід з ладу роз'єднувача.

Автоматичне регулювання тиску залежно від температури контактної системи може бути забезпечено застосуванням термопружних елементів із сплаву з ефектом пам'яті форми [30,32,111,113,114,147,148]. Причому у контактних системах роз'єднувачів або інших апаратів (вимикачів, роз'ємів і т.п.) можуть застосовуватись пристрої з прямим та непрямим нагріванням. Пристрої з прямим нагріванням вмонтовуються в роз'єднувач як частина струмопровідних елементів контакту і забезпечують регулювання тиску залежно від величини струму, який проходить через контактну систему. Термічна і динамічна стійкість контактів у цьому випадку підвищується.

Застосування пристроїв з непрямим нагріванням є більш простим, але менш функціональним (не забезпечується термокомпенсація електродинамічних сил). На рис.7.34 представлено полюс контактної системи роз'єднувача з даними пристроями.

На рис.7.35 наведено фотографію роз'єма з вмонтованими додатковими ламелями 2, які виконують наступні функції. При зниженні контактного тиску і зростанні температури пристрої 2 генерують додаткове зусилля і зменшують темп зростання температури та запобігають швидкому тепловому руйнуванню контакту. У разі проходження струму короткого замикання через контактну систему елементи 2 компенсують електродинамічні сили, зменшують пошкодження контактів і відповідно підвищують їх надійність.

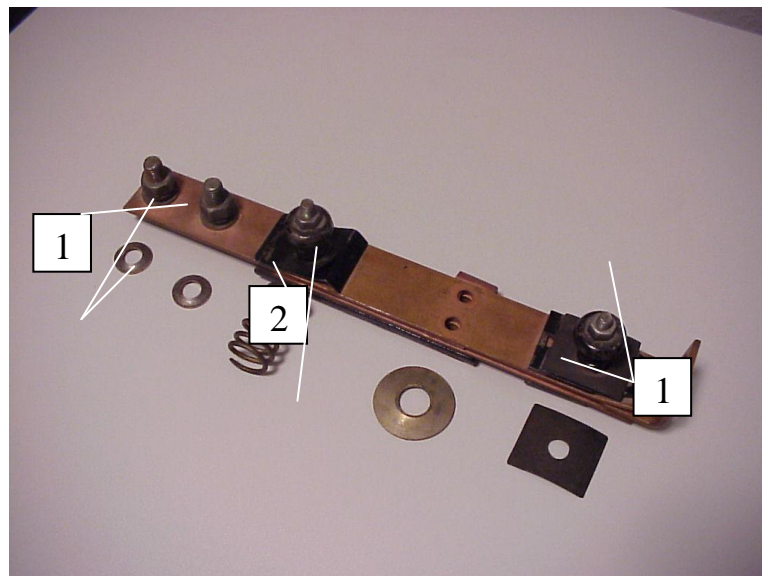


Рис.7.34. Полос роз'єднувача зі стабілізаторами тиску із сплаву з ЕПФ: 1, 3 – шайби; 2 – пружина

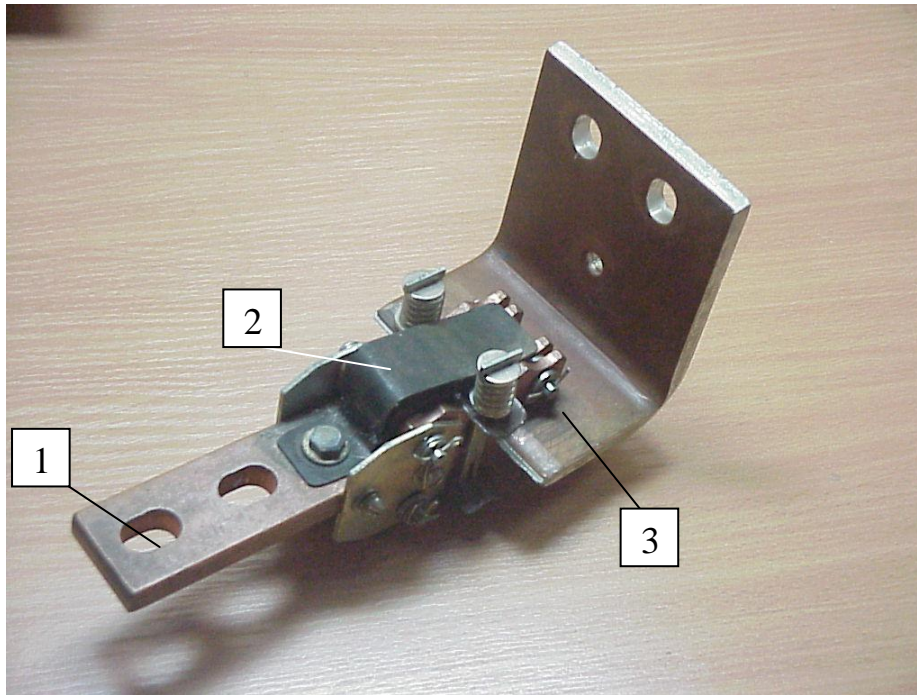


Рис.7.35. Роз'єм зі стабілізаторами контактного тиску:

1,3 – рухомий і не рухомий контакти; 2 – стабілізатор контактного тиску (компенсатор електродинамічних сил) із сплаву Cu-Al-Mn

#### 7.7. Деякі напрями підвищення експлуатаційного ресурсу розбірних контактних систем

*Патент №3190. Розбірний контактний вузол.* Найбільш близьким за технічною суттю до запропонованого рішення є пристрій – розбірний контактний вузол (Дзекцер Н.Н., Висленев Ю.С.. Многоамперные контактные соединения. –Л.: Энергоатомиздат. Ленинградское отд-е, 1987. –128 с., Федоров А.А., Попов Ю.П. Эксплуатация электрооборудования промышленных предприятий. Учебн. пособие для ВУЗов. –М.: Энергаториздат, 1986. –280 с.), який містить болтове кріплення та струмопроводи, контактна поверхня яких вкрита мастилом типу вазелін, ЦИАТИМ-221 тощо. У даному контактному з'єднанні мастило герметизує контакт і сповільнює його хімічне руйнування – зменшує темп зростання оксидних плівок на контактних поверхнях. Однак, протягом експлуатації під дією струмів короткого замикання відбувається періодичне нагрівання контакту до температури 200–250 °С, що інтенсифікує зростання на поверхні контакту оксидних плівок і його передчасне старіння. Таким чином, застосовуваний тип змащення у зазначеному пристрої тільки частково подовжує термін експлуатації контакту.

В основу заявленого технічного рішення покладено задачу створення такого контактного вузла, в якому забезпечується сповільнення хімічного

старіння контактуючих поверхонь за рахунок часткового руйнування оксидних плівок при деформаціях болтового з'єднання, що відбувається при нагріванні струмами короткого замикання.

Для вирішення завдання в розбірному контактному вузлі, що містить болтове кріплення та струмопроводи, контактна поверхня яких вкрита композитним мастилом, згідно з винаходом композитне мастило виготовлене з дрібнодисперсного порошку із сплаву з ефектом пам'яті форми (ЕПФ).

На рис.7.36 зображено загальний вигляд розбірного контактного вузла, а на рис.7.37 – частина збільшеного поперечного перерізу контактного з'єднання.

Розбірний контактний вузол містить струмопроводи 1 (див.рис.7.36), шар композитного мастила з порошком із сплаву з ефектом “пам'яті форми” 2, болтове кріплення 3. При монтажі контактного з'єднання контактуючі поверхні змащуються композитним матеріалом, який містить мастило типу вазелін, ЦИАТИМ-221 або інші та дрібно дисперсний порошок із сплаву з ефектом пам'яті форми, наприклад, медалім – Cu-Al-Mn. Затягування болтового кріплення до номінальних зусиль призводить до деформування внутрішньої поверхні контакт-деталей та частинок сплаву з ефектом пам'яті форми.

У процесі довготривалої експлуатації відбувається ріст плівок на контактуючих поверхнях, що призводить до зростання перехідного опору та зменшення експлуатаційного ресурсу контакту. Цей процес інтенсифікується за рахунок нагрівання контакту струмами короткого замикання. Однак у даному пристрої нагрівання частинок сплаву з ефектом пам'яті форми призводить до відновлення ними початкової форми, яку вони мали до монтажу контакту. Деформуючись, частинки із сплаву з ЕПФ зміщуються відносно поверхні контакту та руйнують значну частину поверхні оксидних плівок, що забезпечує зменшення перехідного опору та збільшує експлуатаційний ресурс контакту.

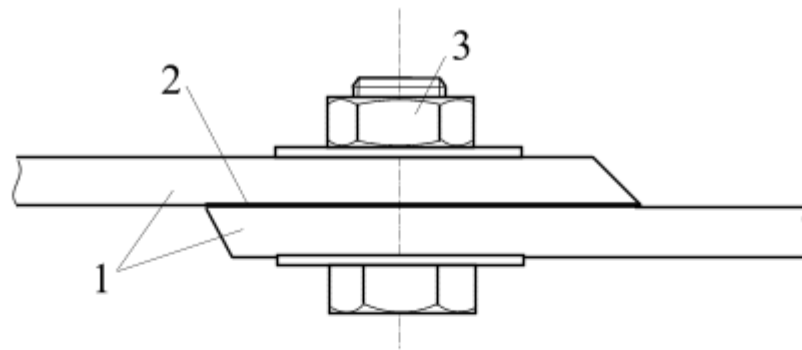


Рисунок 7.36 - загальний вигляд розбірного контактної вузла

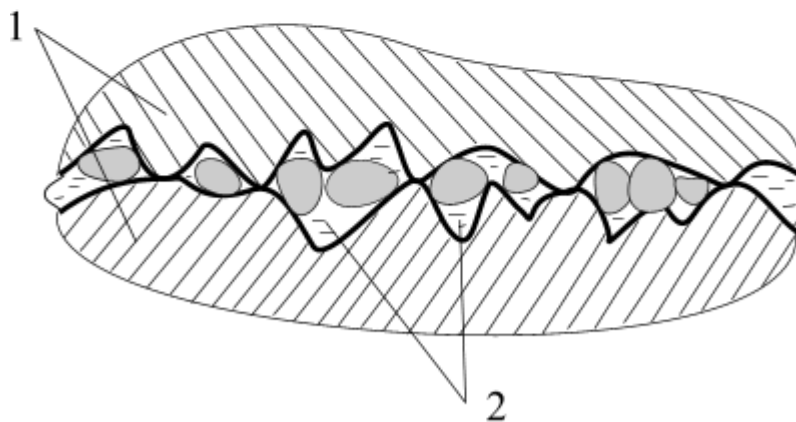


Рисунок 7.37 - Збільшений поперечний переріз контактної з'єднання

Оскільки процес проходження струмів короткого замикання пов'язаний з періодичним виникненням коротких замикань в електроустановках, то, відповідно, періодичне нагрівання контакту призводитиме до періодичного руйнування поверхні оксидних плівок, що забезпечує (як показали експериментальні дослідження) збільшення експлуатаційного ресурсу контакту у 3–4 рази.

*Патент №3829. Розбірний контактний вузол.* В основу заявленого технічного рішення покладено задачу підвищення надійності контактної з'єднання. Для розв'язання поставленої задачі у розбірному контактному вузлі шайбу з температурою кінця відновлення форми, нижчою від мінімальної температури навколишнього середовища, виготовлено плоскої форми із сплаву з двобічним ефектом пам'яті форми з температурою початку відновлення форми, вищою від максимально можливої температури навколишнього середовища.

Технічна суть винаходу пояснюється кресленням на рис.7.38. Розбірний



контактний вузол містить струмопроводи 1; шайбу 2 плоскої форми із сплаву з двобічним ефектом пам'яті форми з температурою початку відновлення форми, вищою від максимально можливої температури навколишнього середовища; болтове з'єднання 3; вказівник перегрівання контакту 4; тарілчасту шайбу 5 із сплаву з температурою початку відновлення форми, вищою від максимально можливої температури навколишнього середовища.

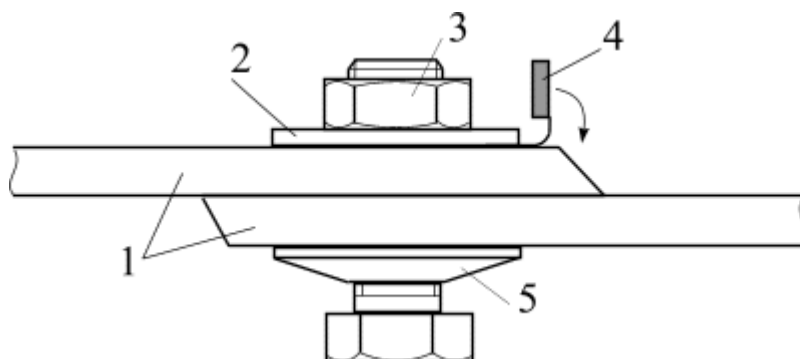


Рис. 7.38. Загальний вигляд розбірного контактної вузла

У заявленому розбірному контактному вузлі запропоновано встановити плоску шайбу із сплаву з двобічним ефектом пам'яті форми. При температурі, нижчій від максимальної температури навколишнього середовища, дану шайбу деформують у напрямку збільшення її товщини. Відновлення форми даного елемента відбувається при зростанні температури вище максимальної температури навколишнього середовища (наприклад від  $+40\text{ }^{\circ}\text{C}$ ). При збільшенні температури товщина шайби зменшуватиметься, а при охолодженні збільшуватиметься, що, у свою чергу, компенсуватиме надмірне зростання механічного напруження у контакт-деталях розбірного вузла. При оптимальному підборі товщини плоскої шайби перевищення механічного напруження у струмопровідних елементах не перевищуватиме 20–25 МПа.

Таким чином, застосування плоскої шайби з двобічним ефектом пам'яті форми знижує діапазон зміни контактного тиску, виключає накопичення залишкових деформацій у контакт-деталях при їх нагріванні струмами короткого замикання, що сповільнює механічне старіння контакту. При цьому необхідно замітити, що випадкове механічне руйнування плоскої шайби (наприклад, поява тріщин) не призводитиме до зниження контактного тиску.

*Патент №79985. Контактний вузол.* В основу заявленого технічного рішення покладено задачу створення такого контактної вузла, в якому забезпечується сповільнення хімічного старіння контактуючих поверхонь за рахунок часткового руйнування оксидних плівок при деформаціях болтового з'єднання, що відбувається при нагріванні струмами короткого замикання.

Для вирішення поставленого винаходом завдання у розбірному контактному вузлі, що містить болтове кріплення та струмопроводи, між площинами дотику контакт-деталей розміщено пластину, площа якої відповідає площі дотику контакт-деталі. Згідно з винаходом пластина виконана із сплаву з ефектом пам'яті форми (ЕПФ).

На рис. 7.39, а зображено загальний вигляд розбірного контактного вузла, а на 7.39, б – монтаж контактної з'єднання з використанням пластини із сплаву з ефектом пам'яті форми.

Розбірний контактний вузол містить струмопроводи 1, пластину із сплаву з ефектом “пам'яті форми” 2, болтове кріплення 3. При монтажі контактної з'єднання між контактуючими поверхнями розміщують пластину із сплаву з ефектом пам'яті форми, наприклад медалім – Cu-Al-Mn. Затягування болтового кріплення до номінальних зусиль призводить до деформування внутрішньої поверхні контакт-деталей та пластини із сплаву з ефектом пам'яті форми.

У процесі довготривалої експлуатації відбувається ріст плівок на контактуючих поверхнях, що призводить до зростання перехідного опору та зменшення експлуатаційного ресурсу контакту. Цей процес інтенсифікується за рахунок нагрівання контакту струмами короткого замикання. Однак у даному пристрої нагрівання пластини із сплаву з ефектом пам'яті форми призводить до відновлення нею початкової форми, яку вона мала до монтажу контакту. Деформуючись, пластина із сплаву з ЕПФ зміщується відносно поверхні контакту та руйнує значну частину поверхні оксидних плівок, що забезпечує зменшення перехідного опору та збільшує експлуатаційний ресурс контакту.

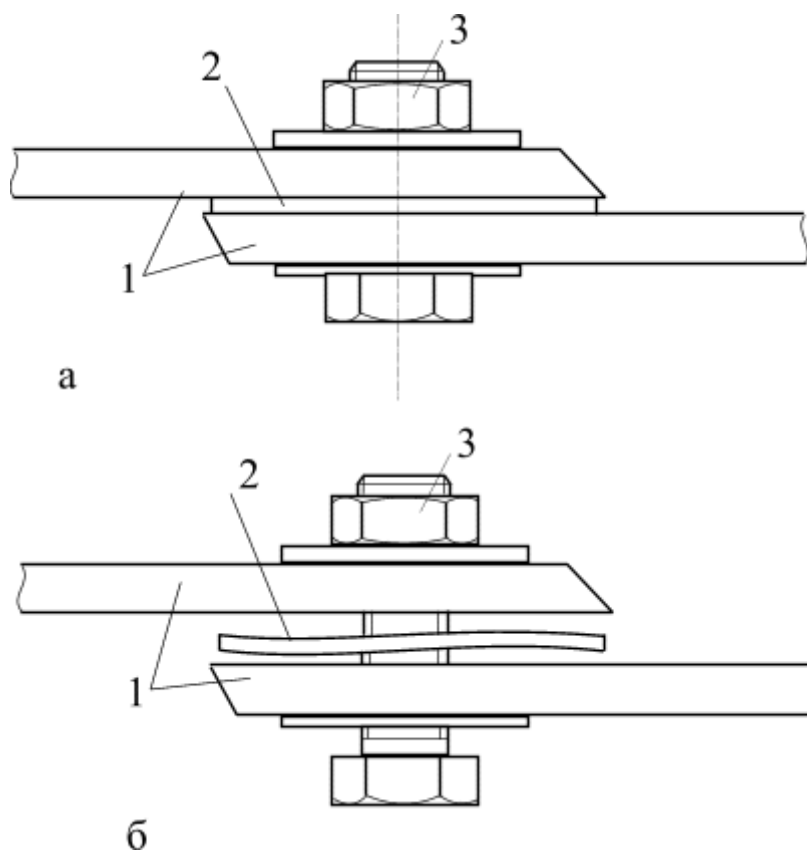


Рис.7.39. Загальний вигляд розбірного контактної вузла з використанням пластини із сплаву з ефектом пам'яті форми

Оскільки процес проходження струмів короткого замикання пов'язаний з періодичним виникненням коротких замикань в електроустановках, то, відповідно, періодичне нагрівання контакту призводитиме до періодичного руйнування поверхні оксидних плівок, що забезпечує (як показали експериментальні дослідження) збільшення експлуатаційного ресурсу контакту у 2–3 рази.

*Патент №79989. Контактний вуз.* В основу заявленого технічного рішення покладено задачу підвищення надійності контактної вузла з декількома групами з'єднань.

Для розв'язання поставленої задачі у розбірному контактному вузлі болт виготовлено із сплаву з двобічним ефектом пам'яті форми з температурою початку відновлення форми, вищою від максимально можливої температури навколишнього середовища, а шайби (плоскої форми) – із сталі.

На рис.7.40 зображено загальний вигляд розбірного контактної вузла, що містить декілька груп контактних з'єднань.

Розбірний контактний вузол містить струмопроводи 1; болтове з'єднання 2, в якому болт виконано із сплаву з двобічним ефектом пам'яті форми з температурою початку відновлення форми, вищою від максимально можливої

температури навколишнього середовища; сталеві плоскі шайби 3; вказівник перегрівання контакту 4.

У заявленому розбірному контактному вузлі запропоновано встановити болт, виготовлений із сплаву з двобічним ефектом пам'яті форми. Даний болт при температурі, нижчій від максимальної температури навколишнього середовища, деформують у напрямку зменшення його довжини.

У процесі довготривалої експлуатації під дією струмів короткого замикання відбувається періодичне нагрівання контакту до температури 200–250 °С, що призводить до збільшення перехідного опору та зростання механічного напруження у контакт-деталях розбірного контактного вузла. Однак, у даному рішенні при підвищенні температури даний болт набуватиме початкових розмірів, тобто видовбуватиметься. Це обумовлено тим, що відновлення форми даного елемента відбувається при зростанні максимально можливої температури навколишнього середовища, наприклад, від +50 °С, а при охолодженні зменшуватиметься, що, у свою чергу, компенсуватиме надмірне зростання механічного напруження у контакт-деталях розбірного контактного вузла. При оптимальному затягуванні болтового з'єднання перевищення механічного напруження у струмопровідних елементах не перевищуватиме 20–23 МПа.

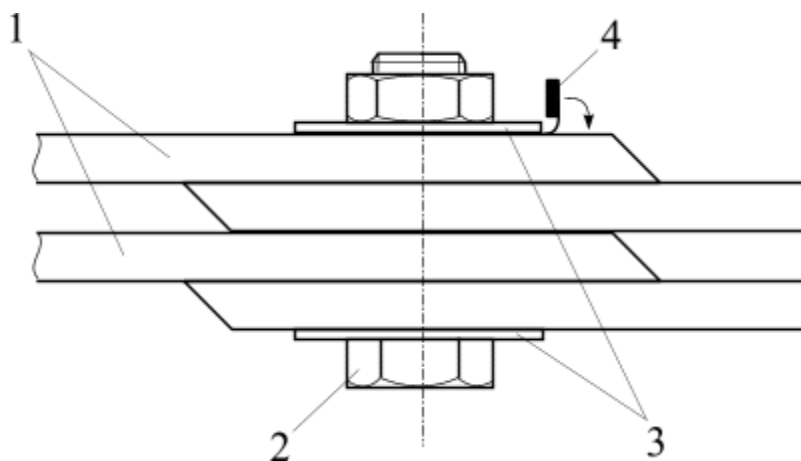


Рис.7.40. Загальний вигляд розбірного контактного вузла з болтом із сплаву з двобічним ефектом пам'яті форми:

1 – шини; 2 - болтове кріплення; 3 – сталеві плоскі шайби; 4 – вказівник перегрівання контакту

Таким чином, застосування в контактному вузлі болта, виготовленого з двобічним ефектом пам'яті форми, знижує діапазон зміни контактного тиску, виключає накопичення залишкових деформацій у контакт-деталях при їх

нагріванні струмами короткого замикання, що сповільнює механічне старіння контакту та суттєво подовжує його експлуатаційний ресурс.

*Патент №79134. Розбірний контактний вузол.* При збільшенні температури товщина плоскої шайби зменшуватиметься, а при охолодженні – збільшуватиметься, що, у свою чергу, компенсуватиме надмірне зростання механічного напруження у контакт-деталях розбірного вузла. Однак, при використанні даної шайби у контактних вузлах з декількома групами з'єднань вимагається збільшення товщини шайби у декілька раз, що є суттєвим недоліком.

В основу заявленого технічного рішення покладено задачу підвищення надійності контактного вузла з декількома групами з'єднань.

Для розв'язання поставленої задачі у розбірному контактному вузлі болт виготовлено із сплаву з ефектом надпружності, а шайби (плоскої форми) – із сталі.

На рис.7.40 зображено загальний вигляд розбірного контактного вузла, що містить декілька груп контактних з'єднань, а на рис.7.41 – деформаційна характеристика болта із сплаву з ефектом надпружності.

Розбірний контактний вузол містить струмопроводи 1; болтове з'єднання 2, в якому болт виконано із сплаву з ефектом надпружності; сталеві плоскі шайби 3; вказівник перегрівання контакту 4.

У розбірному контактному вузлі запропоновано встановити болт, виготовлений із сплаву з ефектом надпружності. Затягування даного болта здійснюється до номінального значення сили натискання (див. рис.7.41).

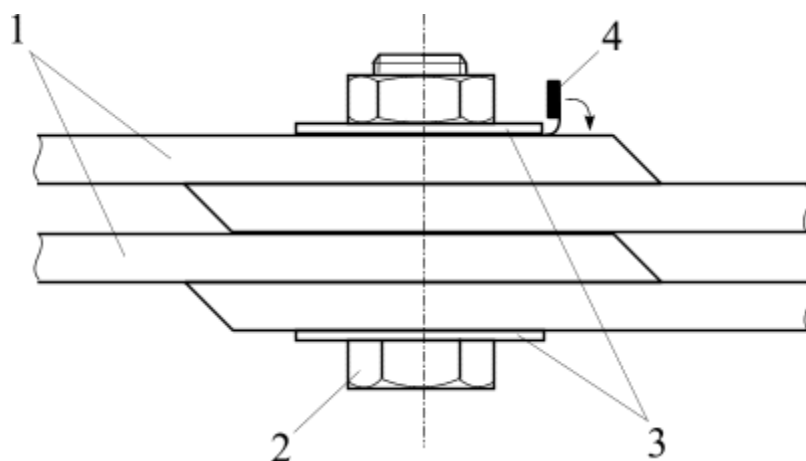


Рис.7.41. Загальний вигляд розбірного контактного вузла з болтом із сплаву з ефектом надпружності:

1 – шини; 2 - болтове кріплення; 3 – сталеві плоскі шайби; 4 – вказівник перегрівання контакту

У процесі довготривалої експлуатації під дією струмів короткого замикання відбувається періодичне нагрівання контакту до температури 200–250 °С, що призводить до збільшення перехідного опору та зростання механічного напруження у контакт-деталях розбірного контактного вузла. Однак, у даному рішенні при температурному розширенні пакету шин болт видовжуватиметься. Деформування болта здійснюється за рахунок ефекту надпружності при незначному зростанні механічного напруження на 3–5% (рис.7.42), а при охолодженні – зменшуватиметься, що, у свою чергу, компенсуватиме надмірне зростання механічного напруження у контакт-деталях розбірного контактного вузла. При оптимальному затягуванні болтового з'єднання перевищення механічного напруження у струмопровідних елементах не перевищуватиме 20–23 МПа.

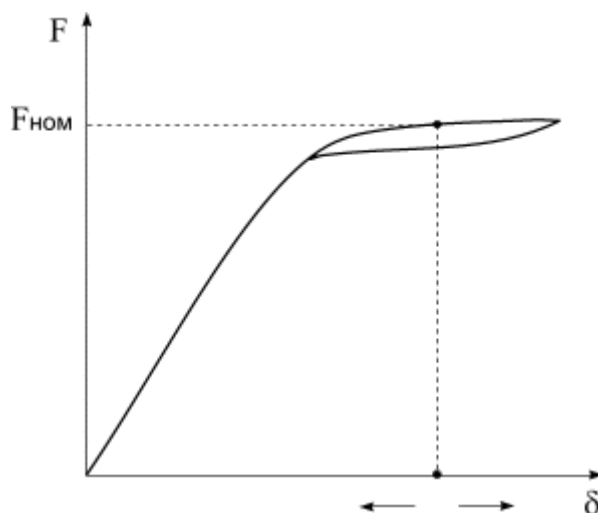


Рис.7.42. Деформаційна характеристика болта із сплаву з ефектом надпружності

Таким чином, застосування у контактному вузлі болта, виготовленого із сплаву з ефектом надпружності, знижує діапазон зміни контактної тиску, виключає накопичення залишкових деформацій у контакт-деталях при їх нагріванні струмами короткого замикання, що сповільнює механічне старіння контакту та суттєво подовжує його експлуатаційний ресурс.

*Патент №79141. Розбірний контактний вузол.* В основу заявленого технічного рішення покладено задачу створення такого контактної вузла, в якому б забезпечувалося сповільнення хімічного старіння контактуючих поверхонь, збільшення площі дотику та зменшення перехідного опору контакт-деталей.

Для розв'язання поставленої задачі контактний вузол оснащено додатковою пластиною хвилеподібної форми із сплаву з ефектом пам'яті форми.

Контактний вузол містить повністю електроізоляційний корпус 1 (рис.7.43), контактні елементи, виконані у вигляді пружних пластин хвилеподібної форми 2, пластину із сплаву з ефектом пам'яті форми 3, струмопровідники 4 та заглушки 5.

Спочатку корпус розміщують на одному із струмопровідників. Потім пластини хвилеподібної форми з приєднаними до них струмопровідниками накладаються одна на одну, а зверху на них накладається пластина із сплаву з ефектом пам'яті форми і закривається корпусом. Контактуювання пружних пластин хвилеподібної форми відбувається за рахунок того, що висота хвилі пластин більша, ніж висота порожнини корпусу, останній щільно стискає пластини. Після цього в отвори корпусу встановлюються заглушки.

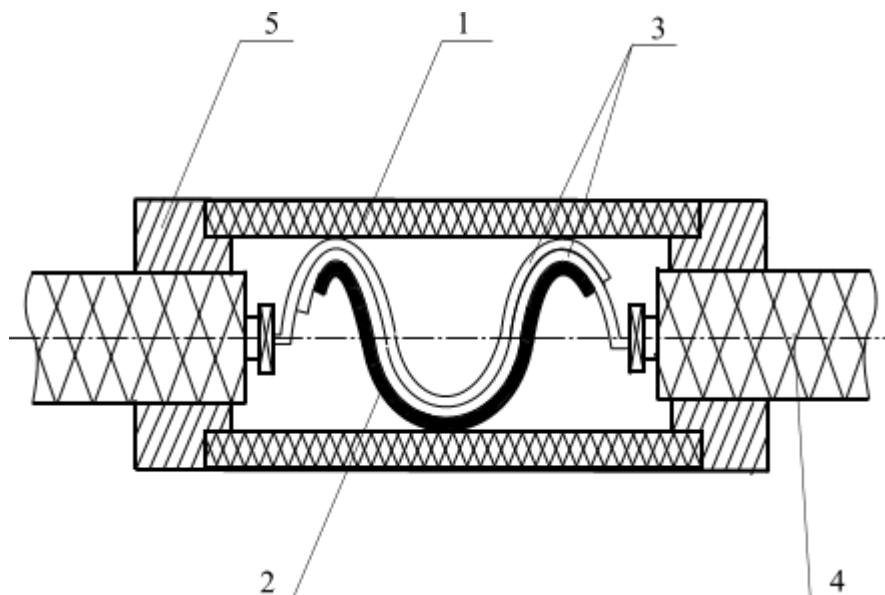


Рис.7.43. Загальний вигляд контактної вузла в розрізі:

Монтаж контактної вузла виконують наступним чином. У процесі довготривалої експлуатації при зростанні перехідного опору або при виникненні струмів короткого замикання відбувається нагрівання контактуючих елементів і пластини із сплаву з ефектом пам'яті форми. Деформуючись під впливом температури, пластина із сплаву з ефектом пам'яті форми відновлює свою початкову форму, тобто звужується, збільшуючи силу стискання між контактуючими елементами. Це призводить до часткового руйнування оксидних плівок, збільшення площі контактування, зменшення перехідного опору контактуючих елементів та, відповідно, зменшення температури нагрівання контакту.

Таким чином, використання в даному контактному вузлі пластини із сплаву з ефектом пам'яті форми дає можливість забезпечити сповільнення хімічного старіння контактуючих поверхонь, збільшення площі дотику та зменшення перехідного опору контакт-деталей, що суттєво підвищує експлуатаційний строк служби контактного вузла.

*Позитивне рішення на винахід, заявка №a200502250. Нерозбірний контактний вузол.* В основу заявленого технічного рішення покладено задачу створення нерозбірного контактного вузла, в якому б забезпечувалося сповільнення хімічного старіння, зменшення перехідного опору контактного вузла шляхом герметизації і збільшення площі дотику з'єднувальної гільзи до струмопровідних частин багатожильних проводів чи кабелів.

Для розв'язання поставленої винаходом задачі нерозбірний контактний вузол оснащено термоопресовувальною трубкою із сплаву з ефектом пам'яті форми, в якій температура кінця відновлення форми менша мінімально можливої температури навколишнього середовища.

Нерозбірний контактний вузол містить струмопроводи 1 (рис.7.44), з'єднувальну гільзу із матеріалу, аналогічного матеріалу струмопроводів 2, термоопресовувальну трубку із сплаву з ефектом пам'яті форми 3.

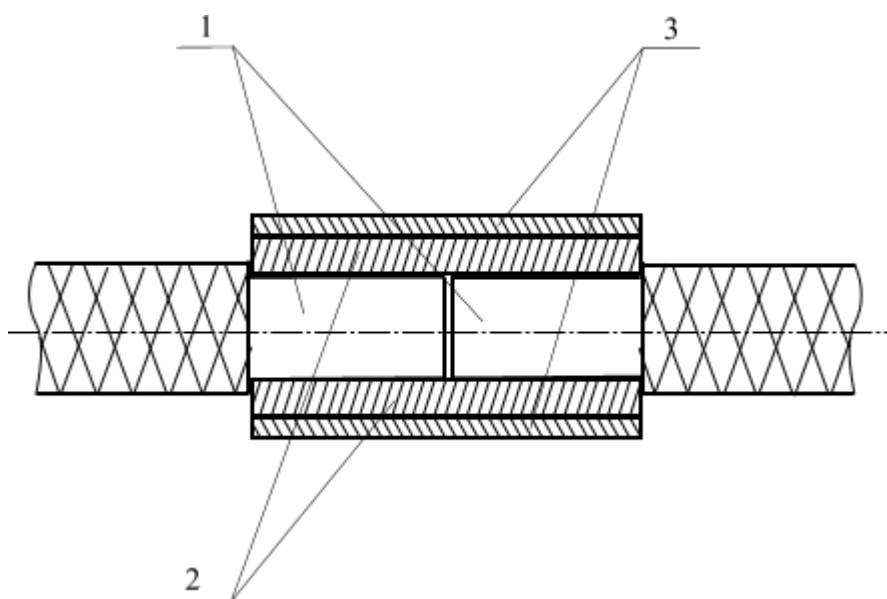


Рис.7.44. Нерозбірний контактний вузол у розрізі

Монтаж нерозбірного контактного вузла виконують наступним чином.

На зачищені від ізоляції кінці струмопроводів встановлюють з'єднувальну гільзу із матеріалу, аналогічного матеріалу струмопроводів. На з'єднувальну гільзу надівають термоопресовувальну трубку із сплаву з ефектом пам'яті форми, температура кінця відновлення форми якої менша від мінімально



можливої температури навколишнього середовища, де розміщується контактне з'єднання. Перед монтажем трубку охолоджують та дорнують (збільшують діаметр). При нагріванні термоопресовувальної трубки відбувається рівномірне опресування з'єднувальної гільзи по всій її довжині, збільшення площі контактування та герметизація контакт-деталей.

Таким чином, використання у нерозбірному контактному вузлі термоопресовувальної трубки із сплаву з ефектом пам'яті форми дає змогу підвищити якість з'єднання контактного вузла, зменшити перехідний опір контакт–деталей, герметизувати внутрішні контактні поверхні та суттєво підвищити експлуатаційний ресурс нерозбірного контактного вузла.

## РОЗДІЛ 8. ОСНОВИ СТВОРЕННЯ ЕЛЕКТРОТЕРМОМЕХАНІЧНИХ ПРИВОДІВ

### 8.1. Принципи побудови приводів на основі сплавів з ефектом пам'яті форми

Здатність сплавів з ефектом пам'яті форми генерувати зусилля широко використовується для створення приводних елементів. Для цього можуть застосовуватися як сплави з однобічною пам'яттю форми, так і сплави з двобічною пам'яттю форми. Найбільше поширення отримали три типи приводних елементів із ФС (рис.8.1) [149].

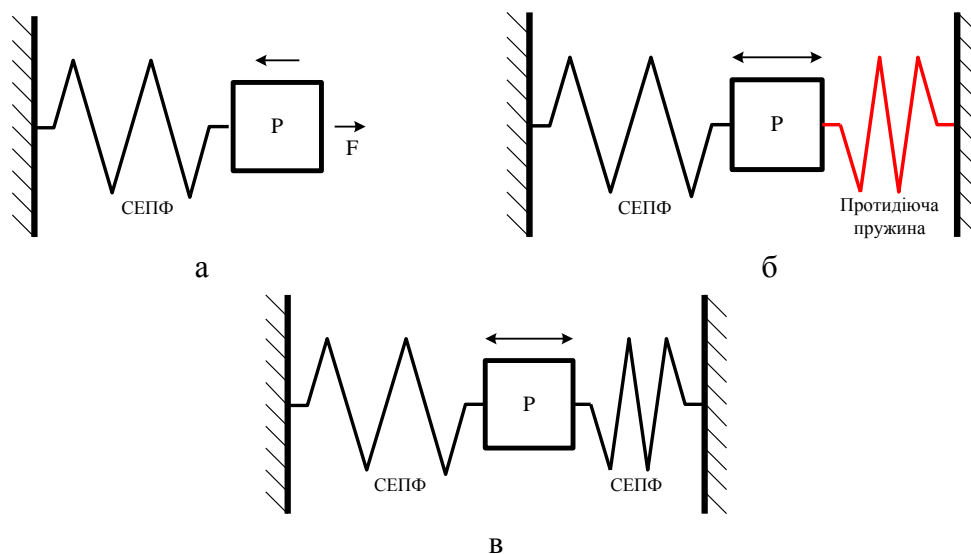


Рис.8.1. Основні типи приводних елементів з ФС:  
а – однобічний привод; б – привод з протидіючою пружиною;  
в – двобічний привод

Приводний елемент на рис.8.1 а однобічний і використовується для пристроїв одноразової дії (з'єднувальні муфти, монтажні елементи). Для пристроїв багаторазової дії використовуються приводні елементи, представлені на рис.8.1 б і в. Приводний елемент на рис.8.1 б використовує пружину для повернення у початковий стан. Приводний елемент деформується при низькій температурі і з'єднується з пружиною. При нагріванні приводний елемент генерує зусилля, виконує певну роботу і одночасно стискує пружину. При охолодженні вивільняється енергія, накопичена у пружині, і приводний елемент повертається у вихідне положення. Третій тип (рис.8.1, в) складається з двох протилежно встановлених силових елементів з ФС. Переміщення забезпечується нагріванням одного чи іншого приводного елемента. При генерації зусилля одним силовим елементом повертається у вихідне положення інший і навпаки.

Приводні елементи із ФС можуть бути виконані у наступних формах:

- 1) пряма нитка (забезпечує мале лінійне переміщення і значне зусилля);
- 2) спіральний елемент (забезпечує велике лінійне переміщення та мале зусилля або значне обертання і малий крутний момент);
- 3) закручена смуга (значне обертання і малий крутний момент);
- 4) консольні смуги (велике лінійне переміщення і мале зусилля) [150].

Вибір форми приводного елемента залежить від габаритних обмежень та необхідних параметрів.

В останні роки використання приводів із ФС пропонувалось як альтернатива більш традиційним приводам. Переваги приводів із ФС такі:

- 1) малі розміри та маса (на рис.8.2 показані відношення потужність/маса для різних типів приводів [151]);

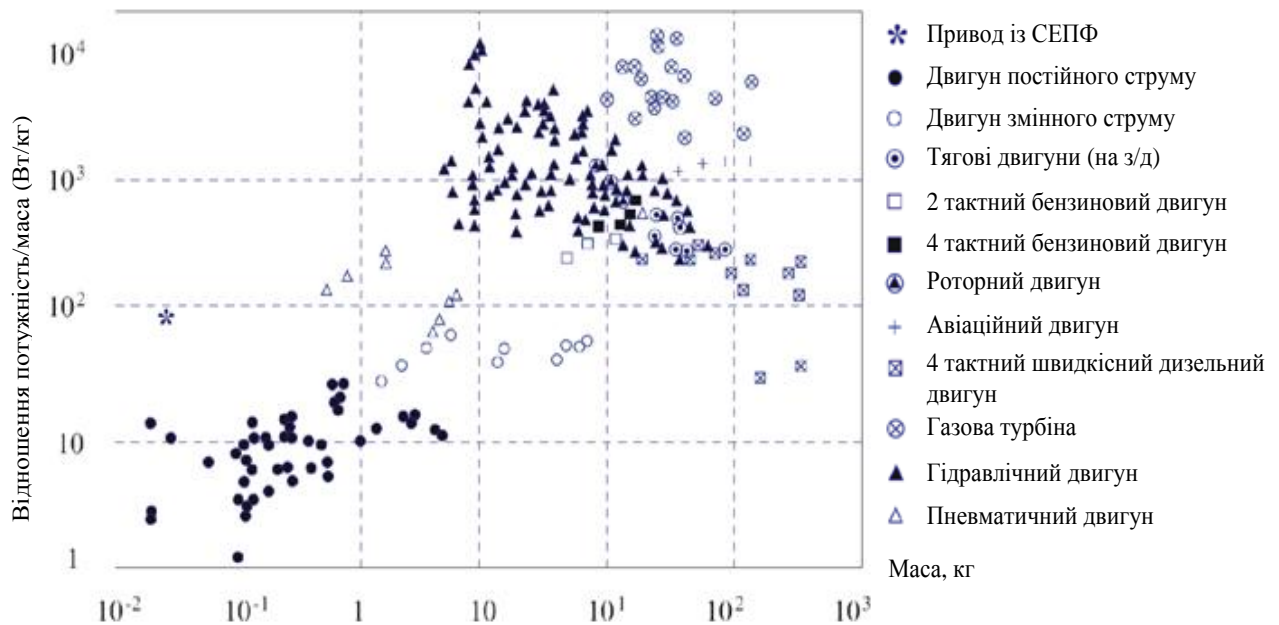


Рис.8.2. Відношення потужність/маса для приводів різного типу [151]

- 2) уникнення критичних перевантажень у кінцевій фазі, що властиве пружинним приводам. Отже, відпадає необхідність у використанні демпферів та інших запобіжних пристроїв;
- 3) можливість циклічної дії;
- 4) безшумність роботи;
- 5) висока чутливість. Функції приводного елемента та датчика можуть об'єднуватись. Шляхом виміру електричного опору, пов'язаного з фазовими перетвореннями у ФС, можна контролювати переміщення чи деформацію;
- 6) надійність роботи;
- 7) значна відновлювана деформація приводного елемента із ФС при забезпеченні великого переміщення і створення достатнього зусилля при

допустимій деформації;

8) різноманітність конструкцій.

Для активації приводного елемента з ФС можна використовувати різноманітні способи нагрівання (рис.8.3):

– пропускання електричного струму через приводний елемент (рис.8.3, а). Використовується при малих поперечних перерізах приводного елемента, інакше електричний опір занадто малий для забезпечення виділення необхідної кількості теплоти;

– непряме нагрівання (рис.8.3, б);

– вплив на приводний елемент тепловим випромінюванням (рис.8.3, в).

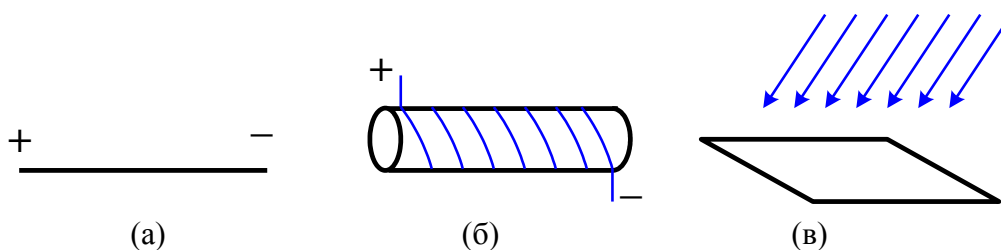


Рис.8.3. Способи нагрівання приводного елемента з ФС:

а – пропускання електричного струму через приводний елемент; б – непряме нагрівання; в – вплив на приводний елемент тепловим випромінюванням

При розробці приводних елементів з використанням сплавів з ефектом пам'яті форми потрібно враховувати деякі обставини [152].

Умовою зворотності пам'яті форми є зворотність вторинної деформації. Остання можлива, у свою чергу, лише при збереженні когерентності двох фаз протягом всього робочого процесу. З цієї умови, зокрема, впливає умова стабільної роботи силового елемента – інтенсивність напружень, що виникають в будь-якій точці силового елемента, не повинна перевищувати межі текучості матеріалу при даній температурі.

Відновленню початкової форми зразка можна чинити перешкоду, затискуючи його кінці. Не маючи можливості вільно відновлювати свою деформацію, матеріал при нагріванні в інтервалі мартенситного перетворення починає генерувати механічні напруження, здійснюючи роботу як над зовнішніми силами, так і з додаткової деформації самого себе. Залежно від зовнішніх навантажень матеріал може деформуватись пружно, а по досягненню межі текучості і пластично.

Тому, для створення умов, при яких силовий елемент генеруватиме механічні напруження, необхідна його спеціальна підготовка, що отримала

назву “термосилове тренування”.

Однією з умов генерації великих напружень є одноманітність шляху перебудови мартенситної решітки у вихідну. Дійсно, при наявності декількох варіантів перебудови завжди знайдеться такий, якому зовнішнє навантаження не може перешкоджати. При прямому мартенситному переході, коли існує декілька варіантів перебудови решітки (наприклад, пов’язані з орієнтацією мартенситних доменів), сплав не може здійснювати будь-яку значну роботу.

Робота силового елемента на основі термопружного мартенситного перетворення повинна бути організована таким чином, щоб процес здійснення роботи проти зовнішніх сил проходив при його нагріванні (зворотному мартенситному перетворенні), а при його охолодженні на силовий елемент повинні діяти стискуючі напруження, що орієнтують в потрібному напрямі мартенситні домени і готують силовий елемент для роботи в наступному робочому циклі.

Для стабільної багатоциклової роботи необхідно також, щоб силовий елемент кожен раз після нагрівання і здійснення роботи мав одну і ту ж довжину, кількість, розміри та орієнтацію мартенситних доменів після охолодження і повернення у вихідний стан. Реалізація такого багаторазово повторюваного вихідного положення силового елемента можлива за рахунок використання спеціального зворотно-поступального механізму (наприклад, пружини), що діє на силовий елемент.

Таким чином, принцип ефективної роботи силового елемента на основі матеріалу з ефектом пам’яті форми полягає в наступному. Спеціально підготовлений термосиловим тренуванням силовий елемент з’єднаний з попередньо розтягнутою чи стиснутою пружиною. При нагріванні силового елемента проходить зменшення величини мартенситних доменів, і елемент змінює свої розміри. При цьому через обмеження можливості деформуватись він починає генерувати механічне напруження. Спочатку воно йде на здійснення роботи із деформації пружини і самого себе, а потім, після вибору холостого ходу і проти інших зовнішніх сил. Потім силовий елемент охолоджується і в діапазоні температур прямого мартенситного перетворення в ньому виникають і розростаються мартенситні домени, що формуються під дією зовнішніх сил з боку zdeформованої пружини. Після завершення зворотного мартенситного перетворення силовий елемент готовий до здійснення наступного робочого циклу. Роль пружини може виконувати будь-яке навантаження, що діє на силовий елемент.

## 8.2. Розробка конструкції електротермомеханічного приводу на основі ФС для споруд захищеного ґрунту

Основними параметрами, що визначаються при створенні приводу, є:

- сплав з ефектом пам'яті форми;
- форма приводного елемента;
- спосіб активації приводного елемента;
- механізм повернення приводного елемента у вихідне положення.

Зауважимо також, що вибір кожної із наведених складових приводу повинен враховувати специфіку роботи у спорудах захищеного ґрунту, а саме:

- 1) кліматичні особливості (коливання вологості та температури);
- 2) технологічні особливості (вимоги конкретних культур до алгоритму функціонування приводу);
- 3) технічні особливості (забезпечення можливості роботи приводу з перевантаженням, захист від агресивного середовища);

Для створення приводних елементів може бути використана значна кількість сплавів з ефектом пам'яті форми, проте найбільшого поширення набули сплави на основі титану (*Ni-Ti*) та сплави мідь-алюмінієвої групи (*Cu-Al-Mn*). Характеристики даних сплавів подібні. Проте, сплав *Cu-Al-Mn* у 2–3 рази дешевший за *Ni-Ti*. Крім того, сплав *Cu-Al-Mn* має вищу теплопровідність (важливо для застосування в приводних елементах, що активуються нагріванням).

Розглядаючи різноманітні способи активації приводного елемента, необхідно зважити на їх економічність та ефективність. Стосовно приводного елемента для споруд захищеного ґрунту доцільним є використання електронагрівання. Для цього є декілька передумов. По-перше, даний спосіб активації дозволяє створювати приводні елементи, керовані автоматикою (так, змінюючи потужність нагрівача, можна регулювати швидкість спрацювання приводу, зусилля, що ним розвивається). По-друге, прилади електронагрівання компактні і зручніші у використанні порівняно з іншими нагрівальними приладами. По-третє, при активації електронагріванням робота приводу мало залежить від температурних умов оточуючого середовища.

Передбачається можливість використання прямого електронагрівання (струм пропускається безпосередньо через приводний елемент) або стороннього електронагрівача.

Вибір форми приводного елемента полягає в оптимальному поєднанні зусилля та переміщення. Найбільш доцільними за цими параметрами є приводні елементи у формі пружини [150]. Параметри приводного елемента у формі пружини визначаємо за умов нагрівання, що впливає на величину та

швидкість генерації зусилля.

Інтенсивність нагрівання приводного елемента стороннім нагрівачем залежить від площі поверхні приводного елемента, що піддається тепловому впливу. Розглянемо пружину, виконану з прутка круглого перерізу (циліндрична пружина) та пластини з прямокутним перерізом (пружина у формі синусоїди), рис.8.4.

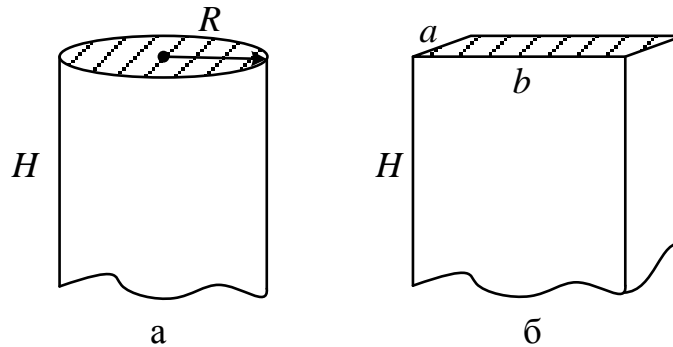


Рис.8.4. Приводні елементи:

а – з прутка круглого перерізу; б – з пластини прямокутного перерізу

Величина зусилля, генерованого приводним елементом, залежить від об'єму матеріалу. Запишемо рівність:

$$V_u = V_{np},$$

або  $\pi \cdot R^2 \cdot H = a \cdot b \cdot H,$  (8.1)

де  $V_u, V_{np}$  – об'єми відповідно циліндричного та прямокутного приводного елемента, м<sup>3</sup>;  $R$  – радіус циліндра, м;  $a, b$  – відповідно ширина і довжина прямокутника, м;  $H$  – висота циліндра і прямокутника, м.

З рівняння (8.1)

$$R = \sqrt{\frac{a \cdot b}{\pi}}. \quad (8.2)$$

При однаковому об'ємі швидше нагрівається те тіло, яке має більшу поверхню теплового впливу. Площі бічних поверхонь циліндра і прямокутника відповідно визначаються так:

$$S_u = 2 \cdot \pi \cdot R \cdot H, \quad (8.3)$$

$$S_{np} = 2(a+b) \cdot H. \quad (8.4)$$

Використовуючи залежність (8.2), запишемо:

$$S_u = 2 \cdot \pi \cdot H \cdot \sqrt{\frac{a \cdot b}{\pi}};$$

$$\frac{S_{ц}}{S_{пр}} < 1, \text{ отже } S_{пр} > S_{ц}. \quad (8.5)$$

Результати чисельного моделювання залежності площі бічної поверхні від об'єму для циліндра та прямокутника наведено на рис.8.5.

З точки зору швидкості нагрівання доцільніше використовувати приводний елемент, виконаний із пластини прямокутної форми.

Для стабільної багатоциклової роботи приводу на основі ФС необхідною є умова постійності початкового розміру і ступеня деформації приводного елемента. Для цього використовуються механізми повернення. Найпростішим з них є пружина, що володіє зусиллям, достатнім для повернення приводного елемента у вихідне положення (лише повернення, додаткова деформація не допускаються). Пружину використовують, в основному, при змінному навантаженні на приводний елемент. У нашому випадку привод виконуватиме одну і ту ж роботу, тобто розвиватиме певне зусилля на визначеному переміщенні. Тому, для повернення приводного елемента у вихідне положення використовуватиметься зусилля, створене конструкцією, що відкривається (фрамуга теплиці чи парникова рама).

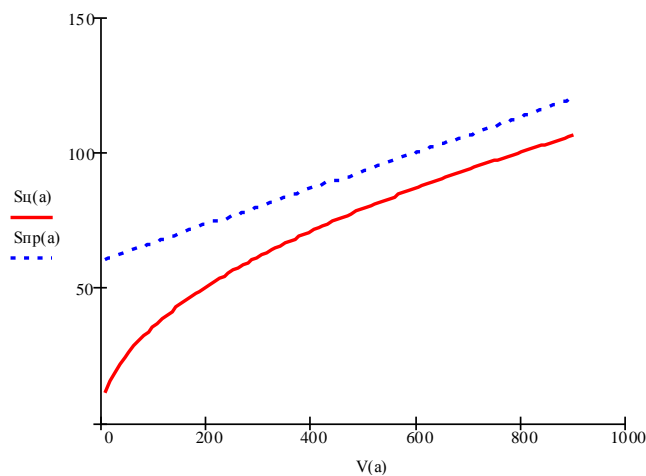


Рис.8.5. Залежність площі бічної поверхні від об'єму для циліндра та прямокутника:

— — циліндр; - - - - - прямокутник

### 8.3. Дослідження електрофізичних параметрів сплаву з ефектом пам'яті форми

З метою чисельного моделювання параметрів електротермомеханічного приводу, отримання залежності генерованого зусилля від теплового потоку



необхідним є визначення електрофізичних параметрів ФС. До них належать питомі електричний опір, теплоємність та теплопровідність. Проаналізувавши методи дослідження електротеплофізичних параметрів матеріалів, викладені у роботах Л.В. Декуша, Л.І. Воробйова та інших науковців [153–158], розроблено методику та проведено ряд дослідів для визначення даних параметрів [159]. Експерименти проводились для сплаву *Cu-Al-Mn* з температурою початку відновлення форми  $\theta_k = 37\text{--}45$  °С.

Для досліджень була вирізана пластинка із ФС довжиною 50 мм ( $5,0 \cdot 10^{-2}$  м). Її маса, визначена за допомогою аналітичних терезів АДВ 200М (характеристики вимірювальних приладів наведено в табл.8.2), становила 1,401 г ( $1,401 \cdot 10^{-3}$  кг). Електричний опір пластинки дорівнює  $1,32 \cdot 10^{-3}$  Ом. Питомий електричний опір розраховуємо за формулою [160]:

$$\rho_e = \frac{R \cdot S}{l}, \quad (8.6)$$

де  $R$  – електричний опір пластинки, Ом;  $S$  – площа поперечного перерізу, мм<sup>2</sup>;  $l$  – довжина пластинки, м.

Питомий електричний опір досліджуваного сплаву становить –  $\rho_e = 0,246$  Ом·мм<sup>2</sup>/м.

До країв пластинки припаяні мідні провідники діаметром 0,61 мм. Контакти сформовані точковими, щоб вони та провідники менше відводили тепло від пластинки. Температуру пластинки вимірювали термопарою "хромель-алюмель", спай якої дотикався до поверхні пластинки. Довжина неізолюваної частини термопари – 20 мм (зроблено для того, щоб керамічна трубка розміщувалась за межами пластинки і не створювала додаткового відведення теплоти). Оцінки показали, що контакти, провідники та термопара поглинали не більше 4% теплоти, що виділялась при проходженні струму. ТермоЕРС термопари вимірювали за допомогою універсального вольтметра В 7-21. Напругу на краях пластинки та струм через неї вимірювали цифровими мультиметрами DT–830В та М 890F.

Для зменшення втрат теплоти в навколишнє середовище пластинка теплоізолювалась (фетр МКРВЦТ-130, коефіцієнт теплопровідності 0,18 Вт/м·К). З метою покращення контакту спаю термопари до поверхні пластинки, зверху шару теплоізолятора розміщували вантаж. Схема установки для визначення питомої теплоємності матеріалу показана на рис.8.6, зовнішній вигляд – на рис.8.7.

Таблиця 8.1. Характеристика вимірювальних приладів

Назва	Тип	Межі вимірювання	Клас точності	Призначення
Вольтметр	В7–21	10 мВ–500 В	2,0	Вимірювання і контроль напруги на виході з термопар
Мультиметр	DT–830В	0–200 мВ	1,0	Вимірювання і контроль напруги на виході з термопар
Мультиметр	AVD830	0–200 мВ	1,0	Вимірювання термоЕРС термопари
Мультиметр	M890F	0–200 мВ	1,0	Вимірювання і контроль напруги на термопарі
Вага	ВЛР–200 г	0,001 – 200 г	1,0	Визначення маси речовини

Відомо, що питома теплоємність речовини визначається кількістю теплоти, яку необхідно надати одиниці маси речовини, щоб змінити її температуру на 1 К [160].

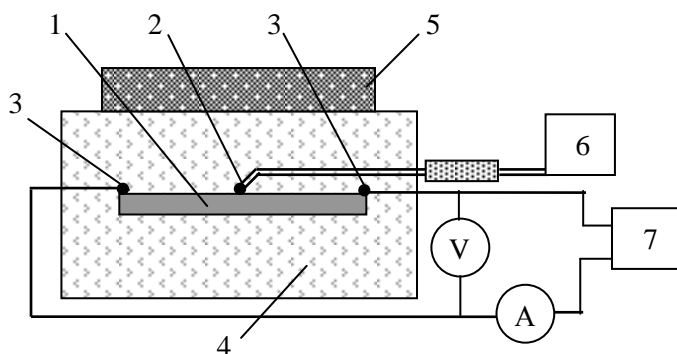
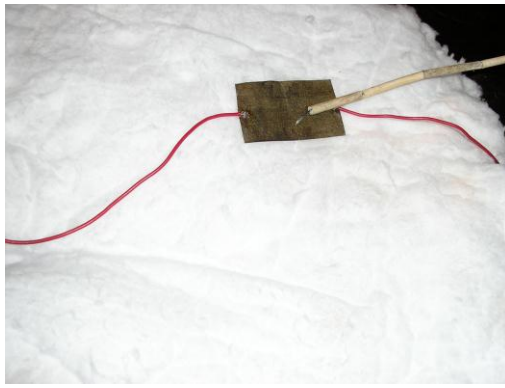


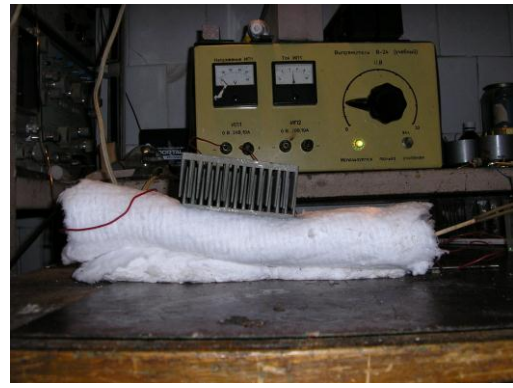
Рис.8.6. Схема установки для визначення питомої теплоємності матеріалу:

1 – досліджувана пластинка із ФС; 2 – термопара; 3 – електричні контакти з провідниками; 4 – шар теплоізолятора; 5 – вантаж; 6 – цифровий мультиметр; 7 – блок живлення В–24

Для визначення питомої теплоємності крізь теплоізольовану пластинку пропускали електричний струм і фіксували зміну її температури. Коли при заданих величинах струму і напруги температура пластинки стабілізується. Це означає, що настала теплова рівновага і кількість виділеної теплоти дорівнює кількості теплоти, поглинутої пластинкою, та теплоти, розсіяної в навколишнє середовище.



а



б

Рис.8.7. Визначення питомої теплоємності матеріалу:

а – дослідний зразок з приєднаними контактами та термопарою; б – зовнішній вигляд дослідницької установки

Враховуючи, що термопара має досить малу інерційність, можемо реєструвати зміну температури пластинки при зміні струму через неї. За фіксований час знаходимо кількість теплоти, виділену при проходженні струму, що спричиняє зміну температури пластинки. Динаміку зміни температури пластинки наведено на рис.8.8.

За отриманими результатами вимірювань обчислювали питому теплоємність матеріалу.

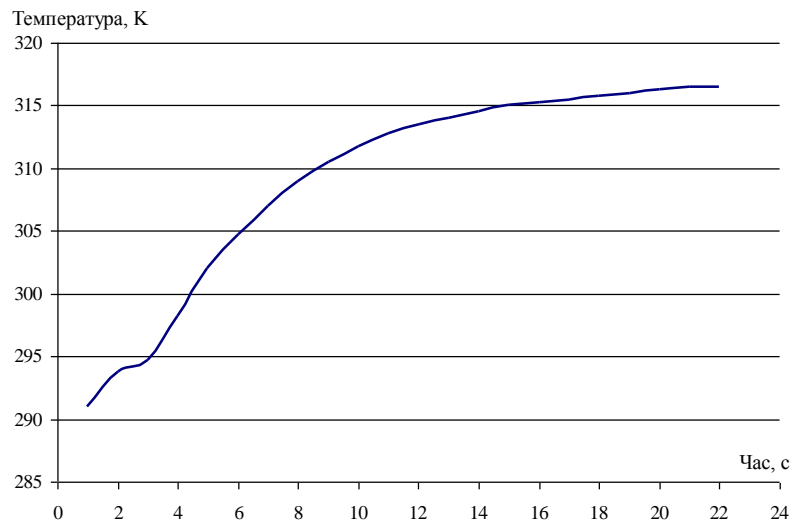


Рис.8.8. Зміна температури зразка з часом

Кількість теплоти, яка виділяється струмом за час  $\tau$  і витрачається на зміну температури пластинки, [160]

$$\Delta Q = \Delta U \cdot I \cdot \tau \cdot (1 - \eta), \quad (8.7)$$

де  $\eta$  – коефіцієнт втрати тепла ( $\eta = 0,06$ ),  $\Delta U$  – зміна напруги живлення, В;

$\Delta I$  – зміна струму через пластинку, А.

Теплота, виділена при проходженні струму, витрачається на нагрівання пластинки [160]:

$$\Delta Q = cm\Delta T, \quad (8.8)$$

де  $c$  – питома теплоємність матеріалу, Дж/(кг·К);  $m$  – маса пластинки, кг;  $\Delta T$  – зміна температури пластинки, К.

Тоді

$$c = \frac{\Delta Q}{m \cdot \Delta T} = \frac{\Delta U \cdot \Delta I \cdot \tau \cdot (1 - \eta)}{m \cdot \Delta T}. \quad (8.9)$$

Результати вимірювання та обчислень наведено в табл.8.2.

Середнє значення питомої теплоємності  $c = 490,8 \pm 6,04$  Дж/(кг·К).

Точність визначення питомої теплоємності таким методом (відносна похибка)  $\Delta c/c = 1,2$  %.

Таблиця 8.2. Визначення питомої теплоємності

№ виміру	$\Delta U, B$	$\Delta I, A$	$\tau, c$	$\eta$	$m, кг$	$\Delta T, K$	$c, Дж/(кг·K)$
1	0,268	0,510	24	0,06	0,001401	4,5	489,1
2	0,261	0,520	26	0,06	0,001401	4,8	493,2
3	0,270	0,500	27	0,06	0,001401	5,0	489,1
4	0,272	0,510	25	0,06	0,001401	4,8	484,8
5	0,281	0,515	24	0,06	0,001401	4,7	495,8
Середнє	0,270	0,511	25	0,06	0,001401	4,8	490,8

Для визначення коефіцієнта теплопровідності досліджували поширення теплового потоку вздовж пластинки. Схема пристрою показана на рис.8.9, а його зовнішній вигляд – на рис.8.10.

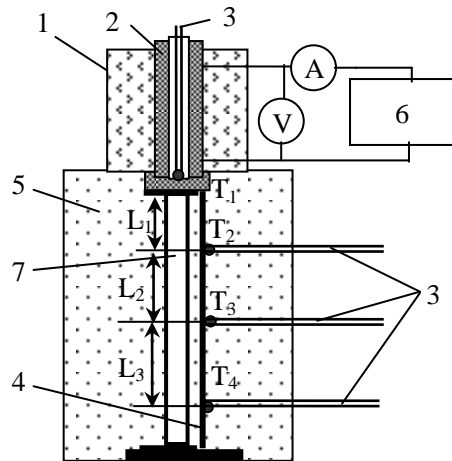


Рис.8.9. Схема установки для визначення коефіцієнта теплопровідності:

1 – нагрівач; 2 – теплопровід; 3 – термопари; 4 – досліджувана пластинка із ФС; 5 – теплоізолятор; 6 – блок живлення; 7 – кварцева трубка

Краї пластинки за допомогою кварцевої трубки притискалися до поверхні нагрівача (верхній край) і теплоізолятора (нижній край). Нагрівач живився від блока ВС–24М. Тепло від нагрівача поширювалось вздовж пластинки. У чотирьох точках пластинка, за допомогою термопар "хромель-алюмель", вимірювалась температура її поверхні ( $T_1, T_2, T_3, T_4$ ). Відстані між термопарами фіксовані.

Для зменшення розсіювання тепла весь пристрій був теплоізольований шаром фетру МКРВЦТ–130. Оцінки показали, що розсіювання тепла у тій частині пристрою, де розміщена пластинка, складає близько 9% ( $\eta_l = 0,09$ ).

Завдяки доброму механічному контакту пластинки з нижнім краєм нагрівача можемо вважати їх температури ( $T_1$ ) однаковими. Таким чином можна визначити градієнт температури  $gradT$ .

Коефіцієнт теплопровідності матеріалу визначаємо за рівнянням густини теплового потоку [160]:

$$q = -\lambda \cdot gradT, \quad (8.10)$$

де  $q$  – густина теплового потоку, Вт/м<sup>2</sup>;  $\lambda$  – коефіцієнт теплопровідності, Вт/(мК)



а



б

Рис.8.10. Установа для визначення коефіцієнта теплопровідності:  
а – до теплоізолювання; б – після теплоізолювання

Враховуючи, що

$$q = \frac{Q}{S \cdot \tau}, \quad (8.11)$$

де  $Q$  – кількість теплоти, що підводиться до верхнього краю пластинки, Дж;  $S$  – площа поперечного перерізу пластинки,  $\text{м}^2$ ;  $\tau$  – час, с.

Кількість теплоти  $Q$  може бути визначена з таких міркувань. Теплопровід, виготовлений з інструментальної сталі, нагрівається обмоткою, через яку проходить електричний струм. Якщо при напрузі  $U$  через обмотку проходить струм  $I$ , то кількість виділеного тепла за час  $\tau$

$$Q_1 = U \cdot I \cdot \tau. \quad (8.12)$$

Частина цього тепла розсіюється у простір через шар теплоізолятора нагрівника і через верхню частину теплопроводу. Оцінки показали, що такі втрати складають близько 6% ( $\eta_2 = 0,06$ ). Решта теплоти витрачається на нагрівання теплопроводу, до нижнього краю якого дотикається верхня частина досліджуваної пластинки. Таким чином

$$Q = U \cdot I \cdot \tau \cdot (1 - \eta_2). \quad (8.13)$$

Тоді

$$\frac{U \cdot I \cdot \tau \cdot (1 - \eta_2) \cdot (1 - \eta_1)}{S \cdot \tau} = -\lambda \cdot \text{grad}T. \quad (8.14)$$

Звідси

$$\lambda = -\frac{U \cdot I \cdot (1 - \eta_2) \cdot (1 - \eta_1)}{S \cdot \text{grad}T}. \quad (8.15)$$

Результати вимірювання та обрахунку  $gradT$  наведено в табл.8.3.

Таблиця 8.3. Визначення градієнта температури ( $gradT$ )

№	$L_1, м$	$L_2, м$	$L_3, м$	$T_1, К$	$T_2, К$	$T_3, К$	$T_4, К$	$grad T, К/м$
1	0,01	0,015	0,021	401	331	313	303	-2130,43
2	0,01	0,015	0,021	402	329	310	300	-2217,39
3	0,01	0,015	0,021	404	334	312	305	-2152,17
4	0,01	0,015	0,021	402	330	314	301	-2195,65
5	0,01	0,015	0,021	403	335	311	303	-2173,91

При нагріванні досліджуваний зразок прогрівається нерівномірно. Значення температури вздовж зразка наведено на рис.8.11. Результати вимірювань та розрахунок коефіцієнта теплопровідності наведено в табл.8.4.

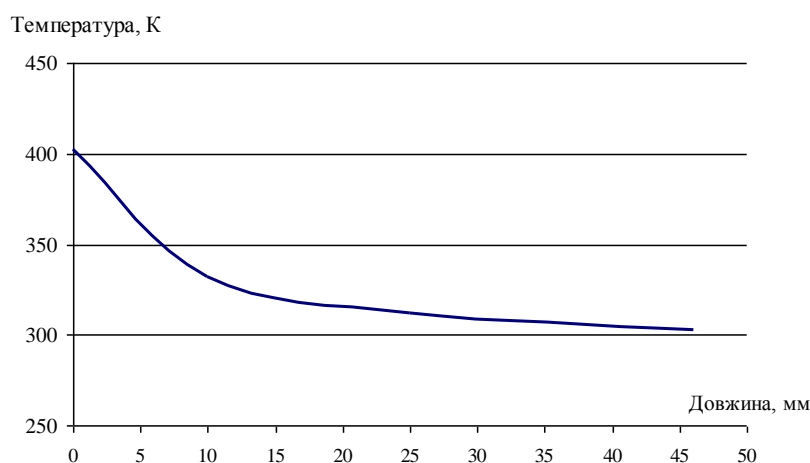


Рис.8.11. Зміна температури по довжині досліджуваного зразка

Таблиця 8.4. Визначення питомої теплопровідності

№ виміру	$U, В$	$I, А$	$\eta_1$	$\eta_2$	$S, м^2$	$grad T, К/м$	$\lambda, Вт/(мК)$
1	4,08	1,52	0,09	0,06	$9,30 \cdot 10^{-6}$	-2130,43	267,7
2	4,10	1,53	0,09	0,06	$9,30 \cdot 10^{-6}$	-2217,39	260,2
3	4,12	1,54	0,09	0,06	$9,30 \cdot 10^{-6}$	-2152,17	271,2
4	4,10	1,52	0,09	0,06	$9,30 \cdot 10^{-6}$	-2195,65	261,1
5	4,09	1,52	0,09	0,06	$9,30 \cdot 10^{-6}$	-2173,91	263,0
Середнє	4,10	1,53	0,09	0,06	$9,30 \cdot 10^{-6}$	-2173,91	264,6

Середнє значення питомої теплопровідності  $\lambda = 264,6 \pm 6,5$  Вт/(мК).

Точність визначення питомої теплопровідності таким методом (відносна

похибка)  $\Delta\lambda/\lambda = 2,4\%$ .

Крім того, у процесі дослідження електрофізичних параметрів сплаву Cu-Al-Mn визначено густину та температуру плавлення сплаву ( $\rho = 7671,82 \text{ кг/м}^3$ ,  $\theta = 1020 \text{ }^\circ\text{C}$ ).

#### 8.4. Використання приводів на основі сплавів з ефектом пам'яті форми у системах природної вентиляції споруд захищеного ґрунту

До складу системи регулювання температури повітря у споруді захищеного ґрунту входять такі основні частини (рис.8.12) [161]:

- система датчиків (датчики температури та вологості, положення фрамуг та швидкості вітру);
- виконавчі механізми (приводні елементи);
- блок управління.

Система датчиків сприймає інформацію про стан середовища зовні та всередині споруди і передає її на блок управління. Система датчиків складається з датчиків температури (сприймають температуру повітря всередині та зовні СЗГ), датчиків вологості повітря (всередині СЗГ), датчиків положення вентиляційних фрамуг, анемометра (для сприймання інформації про швидкість вітру зовні СЗГ). Швидкість вітру контролюється для запобігання руйнуванню вентиляційних фрамуг.

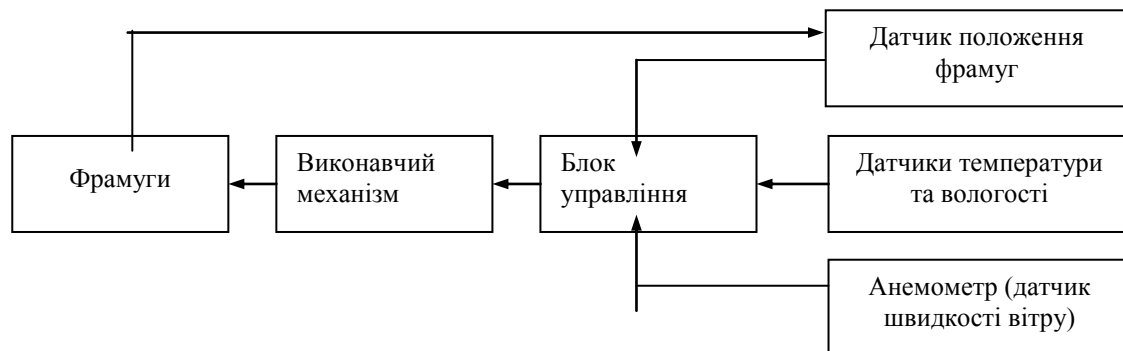


Рис.8.12. Схема системи управління температурою повітря в споруді захищеного ґрунту

Виконавчі механізми (приводи) призначені для відкривання вентиляційних фрамуг за сигналом блока управління. Як уже було сказано, існує багато типів приводів, що можуть встановлюватись у системах природної вентиляції СЗГ.

Конструктивне виконання запропонованого електротермомеханічного приводу зображено на рис.8.13, а привод, встановлений у теплиці, – на рис.8.14.

Електротермомеханічний привод складається з корпуса 1, в якому



розміщена пружина у формі синусоїди з ФС. Пружина з'єднана зі штоком 5, який, у свою чергу, кріпиться до похилих тяг фрамуги. Переміщення штока 5 блокується фіксатором 6. Нагрівання пружини із ФС здійснюється за допомогою стороннього електронагрівача 4 або прямим електронагріванням (пропускання струму через приводний елемент). Джерело живлення приєднується до контактів 7.

На основі інформації датчиків блок керування генерує сигнал на відкривання фрамуг. Подається живлення на нагрівач пружини із ФС та блок живлення фіксатора 6. При нагріванні до температури відновлення форми пружина, розтискаючись, передає зусилля на шток 5.

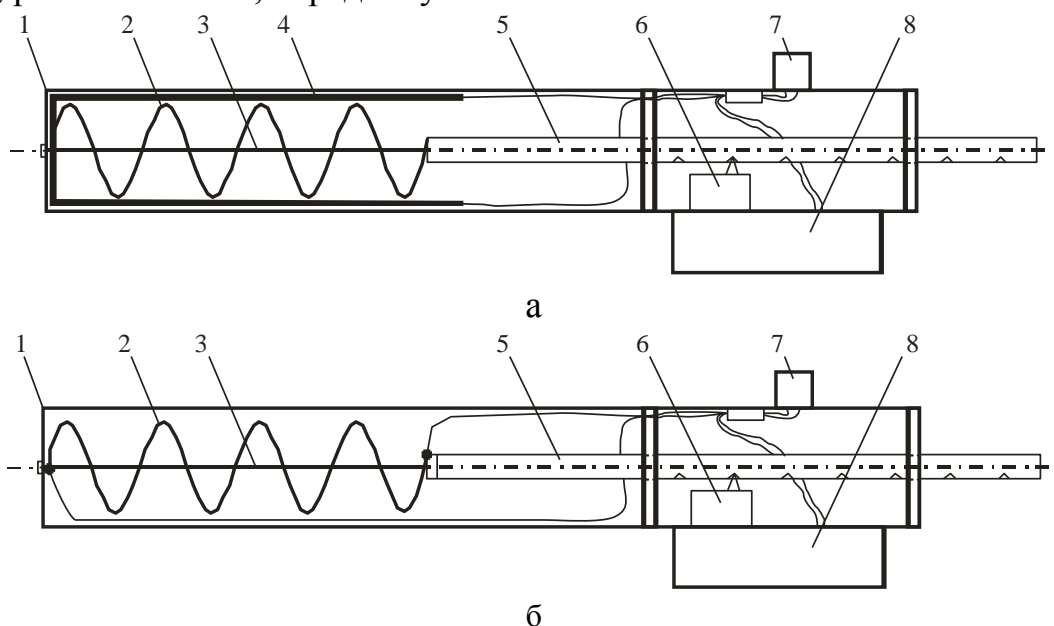


Рис.8.13. Конструктивне виконання електротермомеханічного приводу:  
а – з трубчастим нагрівачем; б – з безпосереднім нагріванням; 1 – корпус; 2 – пружина із ФС; 3 – вісь; 4 – нагрівач; 5 – шток; 6 – фіксатор; 7 – контакти підведення живлення; 8 – блок живлення фіксатора

При досягненні потрібного кута відкривання фрамуг вимикається живлення електронагрівача пружини та електромагніту фіксатора. Фіксатор під дією пружини входить в отвір на штокоці, блокуючи його переміщення.

При необхідності закривання фрамуг подається живлення на електромагніт фіксатора, який розблоковує шток, і він під дією ваги фрамуг, стискаючи пружину, переміщується у напрямку закривання. При досягненні необхідного положення фрамуг живлення з електромагніту знімається і шток блокується.

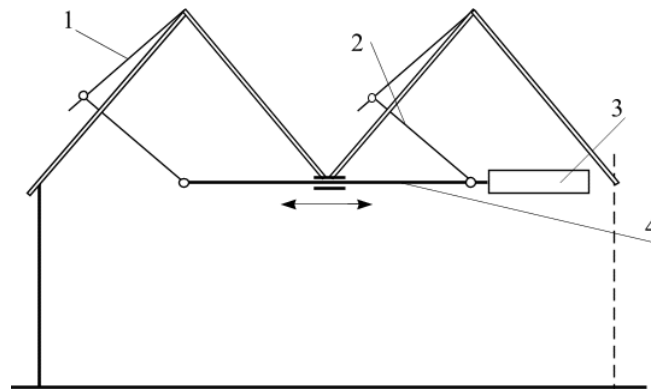


Рис.8.14. Привод встановлений у теплиці:

1 – вентиляційна фрамуга; 2 – похила тяга; 3 – приводний елемент; 4 – горизонтальна тяга

Вибір типу нагрівального елемента пов'язаний з технологією виробництва приводу. Нагрівач з ніхромового дроту більш ефективний, оскільки розміщується безпосередньо на пружині з ФС. Проте виготовляти його складно, бо необхідно забезпечити електроізоляцію ніхромового дроту від пружини з ФС. Трубчастий електронагрівач технологічніший, проте втрати теплоти при його використанні більші.

ФС використано при створенні терморегульованого парника, в якому здійснюється позонне регулювання температури. Парник містить бічні та центральний приводні елементи зі сплаву з ефектом пам'яті форми, що мають різні температури спрацювання (відновлення форми). Завдяки спеціальному розміщенню приводних елементів виділяються певні зони регулювання температури. Крім того, використовується ефект тяги при організації повітрообміну [163].

Терморегульований парник містить каркас 1 (рис.8.15), двоскатну раму 2, центральний 3 та бічні 4 термочутливі приводні елементи. Центральний термочутливий приводний елемент складається з корпусу 1 (рис.8.16), в якому розміщена пружина 2, із матеріалу з ефектом пам'яті форми. Пружина 2 з'єднана через шток 3 з тягами 4.

Температура спрацювання бічних приводних елементів дещо нижча, ніж центрального приводного елемента. Відмітимо, що температура початку відновлення форми ФС для виготовлення даних приводних елементів повинна бути у межах 15 – 25 °С.

Принцип роботи терморегульованого парника полягає в наступному. При заданій температурі в парнику, рама 2 (див. рис. 8.15) знаходиться у закритому положенні. При підвищенні температури до певного рівня спрацьовують

(починають відновлювати форму) бічні термочутливі приводні елементи 4. Рами парника у нижній частині частково відкриваються. У разі подальшого підвищення температури спрацьовує центральний приводний елемент 3. Відкриваються рами парника у центральній частині (див. рис.8.15, б).

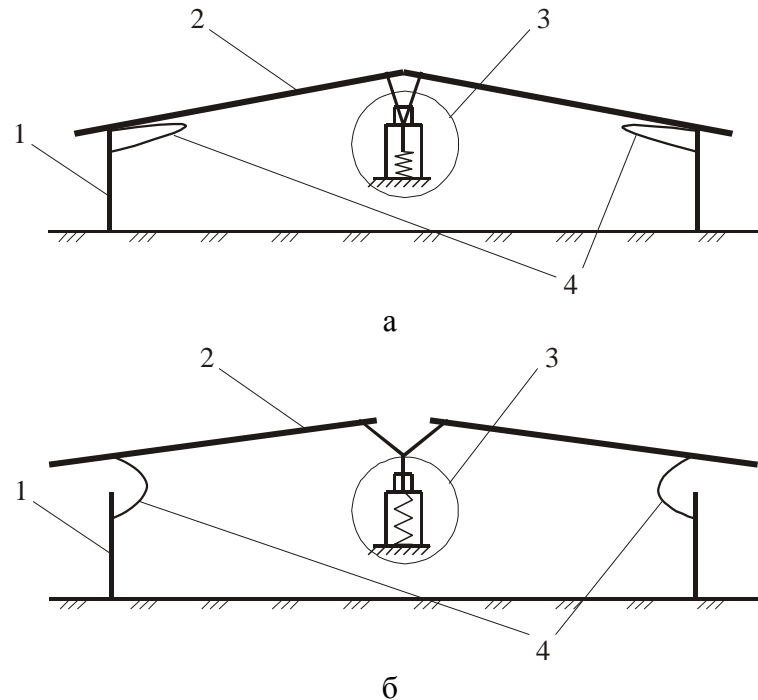


Рис.8.15. Принципова схема терморегульованого парника:  
 а – початкове положення; б – вентиляція парника; 1 – каркас; 2 – рама; 3 – центральний термочутливий приводний елемент; 4 – бічні термочутливі приводні елементи

Для обмеження кута відкриття тяг 4 (див. рис. 8.16) призначено циліндр 5. Бічні термочутливі приводні елементи виконані із сплаву з ефектом пам'яті форми у вигляді U-подібних скоб.

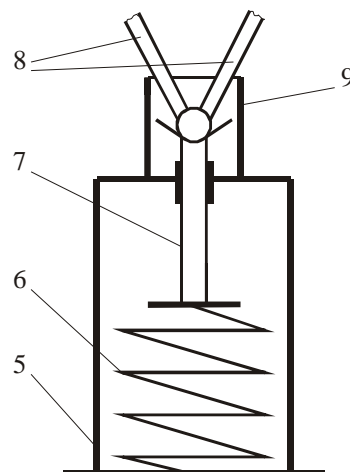


Рис.8.16. Схема центрального термочутливого приводного елемента:  
 1 – корпус; 2 – пружина; 3 – шток; 4 - тяги

При пониженні температури у парнику приводні елементи зменшують генероване зусилля, і рами під дією власної ваги закриваються.

Таким чином, терморегульований парник дозволяє точно підтримувати температурний режим. Розміщення приводних елементів забезпечує три зони регулювання. Ефективний повітрообмін створюється за рахунок ефекту тяги. Запропонований пристрій надійний та простим в експлуатації.

На кафедрі електропостачання Національного університету біоресурсів і природокористування, де ведеться розробка приводів на основі ФС, створено демонстраційну модель парника (рис.8.17.).

У парнику встановлено два типи приводних елементів з ФС. Перший активується за рахунок теплоти, що виділяється в парнику; другий – активується стороннім нагрівачем з ніхромового дроту. Форма приводного елемента – пластина здеформована до форми синусоїди.

Модель демонструє роботу електротермомеханічних приводів. При підвищенні температури в парнику приводом відкривається рама і проводиться вентиляція. При зниженні температури жорсткість приводного елемента зменшується, і рама закривається.



Рис.8.17. Модель парника з приводами на основі ФС

8.5. Моделювання термомеханічного зусилля приводного елемента зі сплаву з ефектом пам'яті форми

Складовою розрахунку параметрів електротермомеханічного приводу є визначення зусилля генерованого приводним елементом, та параметрів електронагрівача для забезпечення температурного режиму роботи приводного елемента.

Кожна конкретна технічна проблема вимагає створення спеціальних математичних моделей, які б адекватно описували процес роботи приводного елемента. Специфікою приводних елементів із ФС є їх досить великі деформації, які співмірні з розмірами самих елементів. Це в значній мірі утруднює використання розробленого математичного апарата для ФС в області відновлюваних деформацій (незначний гістерезис). З іншого боку, деформація елемента із ФС відбувається за час, який набагато більший, ніж характерний час протікання процесів перетворення мікроструктури. Це дає можливість ввести процедуру ієрархії часових масштабів і розглядати технічні аспекти проблеми як статичні.

Необхідно визначити зусилля, що створює приводний елемент із ФС. Розглянемо пластину шириною  $w$ , товщиною  $h$  і довжиною  $L$ , верхня границя якої має форму, яку до деформації можна описати відрізком функції  $y^0(x)$ . Слід мати на увазі, що деформації можуть бути різними. Розглянемо поздовжню деформацію, в результаті якої форму верхньої границі пластини можна описати графіком деякої функції  $y_0(x)$ ,  $x \in [x_1, x_2]$ . При низьких температурах ( $\theta < \theta_k$ ) пластинка залишається в стані спокою, при ( $\theta \geq \theta_k$ ) починається її деформація, зумовлена розподіленням навантаженням  $q(x,t)$ , вектор якого дотичний до кривої [163].

Для розв'язування поставленої задачі нами висунуто гіпотезу відносно  $q(x,t)$ :

$$q(x,t) = K_T \cdot \left( \frac{1}{R(x,t)} - \frac{1}{R_0(x)} \right), \quad (8.16)$$

де  $K_T$  – коефіцієнт пропорційності, що залежить від параметрів приводного елемента та температурного поля, Н;

$R(x, t)$  – радіус кривизни zdeформованої пластини, м;

$R_0(x)$  – радіус кривизни кривої  $y^0(x)$ , м.

Для коефіцієнта  $K_T$  справедливо:

$$K_T = \begin{cases} 0 & \theta < \theta_k \\ K & \theta \geq \theta_k \end{cases}, \quad (8.17)$$

де  $\theta_k$  – температура початку відновлення форми, °С.

Згідно з [164]

$$\frac{1}{R(x,t)} = \frac{|y''|}{\sqrt{(1+y'^2)^3}}; \quad \frac{1}{R_0(x)} = \frac{|(y^0)''|}{\sqrt{(1+y_0'^2)^3}}. \quad (8.18)$$

Така гіпотеза дала можливість поставити і розв'язати задачу про зусилля  $F(t)$ , яке створює приводний елемент при нагріванні і відновленні форми (рис.8.18.). Величину зусилля можна записати у вигляді:

$$F(t) = \int_0^{b(t)} q(x,t) |\cos \alpha| dx; \quad |\cos \alpha| = \frac{1}{\sqrt{1+y'^2}}, \quad (8.19)$$

де  $b(t)$  – координата правого крайнього кінця пластини.

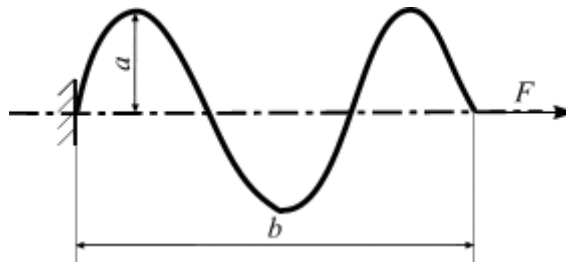


Рис.8.18. Геометрична ілюстрація до розрахунку зусилля, створеного приводним елементом із ФС

Отримаємо вираз:

$$F(t) = \int_0^{b(t)} K \cdot \left\{ \frac{y''}{(1+y'^2)^2} - \frac{y_0''}{(1+y_0'^2)^{3/2} \cdot (1+y'^2)^{1/2}} \right\} dx. \quad (8.20)$$

Для подальшого визначення зусилля слід задатися функціями  $y_0(x)$  і  $y^0(x)$ .

Цей вигляд визначає величину  $b_0$ .

У подальшому недоцільно враховувати класичні температурні видовження пластини, оскільки вони значно менші від деформацій приводного елемента. Розглянемо конкретну форму приводного елемента, що апроксимується відрізками графіків найпростіших тригонометричних функцій (наприклад синусоїди).

Припустимо, недеформована пластина довжиною  $L$  розміщена таким чином, що має осьову лінію, яку ми приймаємо за вісь абсцис ( $OX$ ). У результаті деформації ця пластина отримує форму ділянки синусоїди з амплітудою  $a$  і кількістю півперіодів  $n$ . При цих припущеннях обчислимо початкову довжину приводного елемента  $b_0$  ( $b_0 < L$ ).

Означену вище синусоїду в прямокутній системі  $XOY$  представляємо у вигляді [164]:

$$y = a \sin \omega x, \quad (8.21)$$

де  $a$  – амплітуда синусоїди;

$\omega$  – частота синусоїди.

Довжину нескінченно малої ділянки знаходимо за формулою згідно з [164]:

$$dS_1 = \sqrt{1+y'^2} dx. \quad (8.22)$$

Тоді

$$dS_1 = \sqrt{1 + \lambda^2 \cos^2 \alpha} dx = \sqrt{1 + \lambda^2} \sqrt{1 - \gamma^2 \sin^2 \alpha} dx; \\ \lambda^2 = a^2 \omega^2; \quad \gamma^2 = \frac{a^2 \omega^2}{1 + a^2 \omega^2}. \quad (8.23)$$

Довжина одного півперіоду:

$$S_1 = \int_0^{\frac{\pi}{\omega}} dS_1 = \sqrt{1 + \lambda^2} \int_0^{\frac{\pi}{\omega}} \sqrt{1 - \gamma^2 \sin^2 \alpha} dx = \frac{\sqrt{1 + a^2 \omega^2}}{\omega} E\left(\frac{\pi}{\omega}, \frac{a\omega}{\sqrt{1 + a^2 \omega^2}}\right), \quad (8.24)$$

де  $E(\varphi, k)$  – нормальний еліптичний інтеграл Лежандра другого роду [164].

Тоді для довжини пластини  $L = S_1 n$  матиме місце:

$$L = \frac{n}{\omega} \sqrt{1 + a^2 \omega^2} E\left(\frac{\pi}{\omega}, \frac{a\omega}{\sqrt{1 + a^2 \omega^2}}\right). \quad (8.25)$$

$$b_0 = \frac{\pi n}{\omega}. \quad (8.26)$$

Після перетворень маємо:

$$S_1 = \frac{2}{\omega} \sqrt{1 + a^2 \omega^2} E\left(\frac{a\omega}{\sqrt{1 + a^2 \omega^2}}\right); \quad L = \frac{2n}{\omega} \sqrt{1 + a^2 \omega^2} E\left(\frac{a\omega}{\sqrt{1 + a^2 \omega^2}}\right), \quad (8.27)$$

де  $E(k)$  – повний еліптичний інтеграл Лежандра другого роду (при  $\varphi = \pi/2$ ).

Розглянемо два граничні випадки:

1. для малого стискання приводного елемента ( $a\omega \ll 1$ ). Обмежившись першими двома членами розкладування  $E(k)$  в ряд Тейлора,

$$E(\lambda) = \frac{\pi}{2} \left[ 1 - \frac{\lambda^2}{4} - \dots \right]. \quad (8.28)$$

Тоді для  $L$  з урахуванням членів другого порядку відносно  $\lambda$  маємо:

$$L \approx \frac{2n}{\omega} \left( 1 + \frac{1}{2} \lambda^2 \right) \cdot \frac{\pi}{2} \left( 1 - \frac{\lambda^2}{4} \right) \approx \frac{\pi n}{\omega} \left( 1 + \frac{\omega^2 a^2}{4} \right). \quad (8.29)$$

Точність прийнятого наближення визначається залишковим членом ряду Тейлора, що містить  $\lambda^4$  і є достатньою для даної задачі.

З урахуванням наведеного:

$$L = \frac{\pi n}{\omega} \left( 1 + \frac{\omega^2 a^2}{4} \right), \quad (8.30)$$

звідки маємо квадратне рівняння для  $\omega$ :

$$\pi n a^2 \omega^2 - 4L\omega + 4\pi n = 0. \quad (8.31)$$

Звідси

$$\omega_{1,2} = \frac{\frac{L}{\pi n} \pm \sqrt{\frac{L^2}{\pi^2 n^2} - a^2}}{0,5a^2}. \quad (8.32)$$

Тоді для  $b_0$  матимемо співвідношення:

$$b_0 = \frac{\pi^2 n^2 a^2}{2(L \pm \sqrt{L^2 - \pi^2 n^2 a^2})}. \quad (8.33)$$

Аналізуючи (використовуючи теорему Лопіталя) співвідношення (8.33), бачимо, що:

$$l \lim_{a \rightarrow 0} b_0^+ = l \lim_{a \rightarrow 0} \frac{(\pi n a)^2}{2(L + \sqrt{L^2 - \pi^2 n^2 a^2})} = 0, \quad \text{а} \quad l \lim_{a \rightarrow 0} b_0^- = l \lim_{a \rightarrow 0} \frac{(\pi n a)^2}{2(L - \sqrt{L^2 - \pi^2 n^2 a^2})} = L.$$

Випадок, де  $l \lim_{a \rightarrow 0} b_0^+ = 0$ , не має фізичного змісту, тому беремо до уваги другий випадок:  $l \lim_{a \rightarrow 0} b_0^- = L$ .

2. У випадку великого стискання приводного елемента ( $a\omega \gg 1$ ) вираз  $\frac{a\omega}{\sqrt{1+a^2\omega^2}} \rightarrow 1$ . Тоді  $E\left(\frac{a\omega}{\sqrt{1+a^2\omega^2}}\right) \rightarrow 1$ , оскільки  $E(1) = 1$ . Можна прийняти:

$$L = 2na \left(1 + \frac{1}{2a^2\omega^2}\right). \quad (8.34)$$

Звідси

$$\omega = \sqrt{\frac{n}{a(L-2na)}}; \quad (8.35)$$

$$b_0 = \pi \sqrt{na(L-2na)}. \quad (8.36)$$

Визначаємо зусилля в початковий момент часу, коли  $\theta \geq \theta_k$ :

$$F_0 = \int_0^{b_0} K \cdot \frac{|y''|}{(1+y'^2)^2} dx; \quad y = a \sin \omega x. \quad (8.37)$$



Тобто

$$F_0 = -a\omega^2 K \cdot \int_0^{b_0} \frac{\sin \omega x dx}{(1 + a^2 \omega^2 \cos^2 \omega x)^2}. \quad (8.38)$$

Після перетворень отримаємо:

$$F_0 = \frac{K}{2} \left[ \arctg(a\omega \cos b_0 \omega) + \frac{1}{2} \sin(2\arctg(a\omega \cos b_0 \omega)) - \arctg(a\omega) - \frac{1}{2} \sin(2\arctg(a\omega)) \right]. \quad (8.39)$$

Оскільки у процесі випрямлення змінюється довжина синусоїди  $b(x)$ , то й зусилля  $F$  теж зміниться.

Приведемо вираз для середнього зусилля:

$$\begin{aligned} \bar{F} &= \frac{1}{L-b_0} \int_{b_0}^L F(b) db = \frac{K}{2(L-b_0)} \times \\ &\times \left[ \int_{b_0}^L \arctg(a\omega \cos b\omega) db + \frac{1}{2} \int_{b_0}^L \sin(2\arctg(a\omega \cos b\omega)) db - (L-b_0) \arctg(a\omega) - \right. \\ &\left. - \frac{1}{2} (L-b_0) \sin(2\arctg(a\omega)) \right]. \quad (8.40) \end{aligned}$$

Після перетворень отримуємо:

$$\bar{F} = \frac{K}{2(L-b_0)} \left[ \frac{L}{2} \arctg(a\omega \cos L\omega) - \frac{b_0}{2} \arctg(a\omega \cos b_0 \omega) - (L-b_0) \arctg(a\omega) + \right. \\ \left. + \frac{L-b_0}{2} \sin(2\arctg(a\omega)) + \frac{1}{2\omega\sqrt{1+a^2\omega^2}} \ln \frac{\sqrt{1+a^2\omega^2} - a\omega \sin \omega L}{\sqrt{1+a^2\omega^2} - a\omega \sin \omega b_0} \right]. \quad (8.41)$$

У випадку неповного випрямлення  $L$  слід замінити на  $b$  ( $b_0 < b < L$ , де  $b$  – довжина приводного елемента після відновлення форми).

Коефіцієнт:

$$K = f_0 \cdot \theta \cdot V, \quad (8.42)$$

де  $f_0$  – питоме зусилля, що розвиває приводний елемент певної геометричної форми, Н/мм<sup>3</sup>·°С;  $\theta$  – температура приводного елемента, °С;  $V$  – об'єм ФС приводного елемента, мм<sup>3</sup>.

В актуальній для даної задачі області (тобто при великому стисканні приводного елемента), середнє зусилля:

$$\bar{F} = \frac{f_0 \cdot \theta \cdot V}{4a\omega^2(b-b_0)} \ln \frac{\sin\left(\frac{\omega b}{2} - \frac{\pi}{4}\right)}{\sin\left(\frac{\omega b_0}{2} - \frac{\pi}{4}\right)}, \text{ Н.} \quad (8.43)$$

Для прикладу розглянемо приводний елемент з такими параметрами:

- 1) робоча довжина пластини і з ФС  $L = 125$  мм;

- 2) довжина півхвилі синусоїди  $l = 25$  мм;
- 3) початковий розмір приводного елемента  $b_0 = 35$  мм;
- 4) питоме зусилля  $f_0 = 0,0114$  Н/мм<sup>3</sup>·°С (визначення питомого зусилля наведено в розділі 4);
- 5) температура приводного елемента  $\theta = 60$  °С;
- 6) об'єм ФС приводного елемента  $V = 5625$  мм<sup>3</sup>;
- 7) хід штока приводного елемента  $(b - b_0) = 8,2$  мм.

Максимальне зусилля, розвинуте приводним елементом з такими параметрами, становитиме 17,2 Н.

У процесі генерації приводним елементом зусилля змінюється його форма, тобто параметри синусоїди. Відповідно і зусилля при різних параметрах синусоїди буде різним. Вплив амплітуди та частоти синусоїди на генероване зусилля показано на рис.8.19.

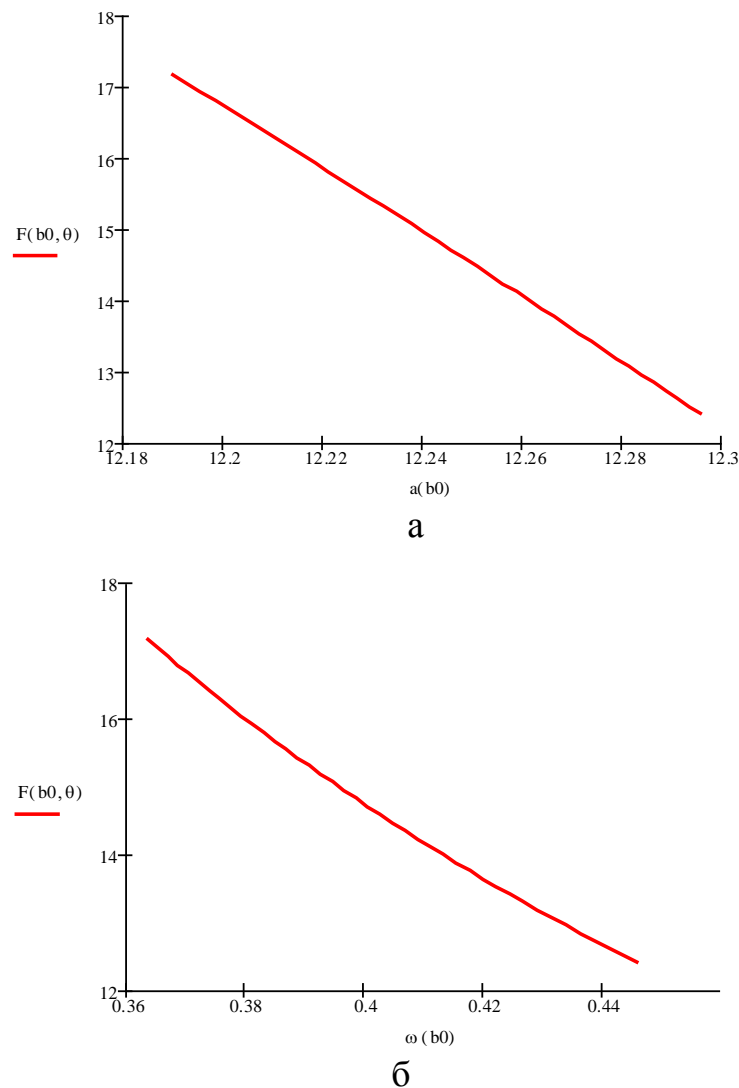


Рис. 8.19. Залежність зусилля:

а – від форми приводного елемента (амплітуди синусоїди); б – від ступеня деформації приводного елемента (частоти синусоїди)

Запропонована математична модель дозволяє визначати параметри приводних елементів із сплавів з ефектом пам'яті форми. При визначенні генерованого зусилля враховуються як геометричні, так і фізичні властивості приводних елементів.

Аналізуючи аналітичну залежність, можна сформулювати гіпотезу про те, що зусилля у більшій мірі залежить від початкової деформації приводного елемента та його форми (параметрів синусоїди), ніж від об'єму ФС. Тобто, при однаковому об'ємі ФС більше зусилля розвиває приводний елемент з більшою початковою деформацією та меншою амплітудою синусоїди. Це дає можливість при проектуванні приводних елементів зменшити витрату сплаву з ефектом пам'яті форми завдяки оптимізації форми приводного елемента. А саме амплітуда синусоїди приводного елемента повинна бути мінімально можливою для даного приводного елемента, а початкова деформація – максимально допустимою.

## 8.6. Моделювання характеристик елементів приводу при нагріванні електричним струмом

### 8.6.1. Моделювання параметрів стороннього електронагрівача

Швидкість відновлення форми приводним елементом залежить від швидкості підведення теплоти і зв'язків, накладених на пружину. Розглянемо наступну модель (рис.8.20).

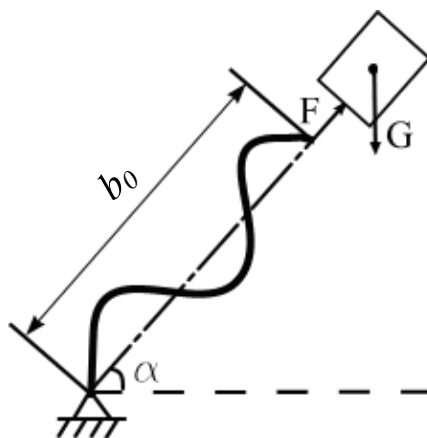


Рис.8.20. Модель приводного елемента із сплаву з ефектом пам'яті форми

Приводний елемент синусоїдальної форми довжиною  $L$ , zdeформований до  $b_0$ , і нахилений під кутом  $\alpha$  до горизонту, в результаті нагрівання розпрямляється до величини  $b$ . При цьому піднімається вантаж  $G \gg g$ , де  $g$  – вага приводного елемента. Нагрівач повинен забезпечити передачу енергії  $Q$

пластині із ФС, причому

$$Q = Q_k + G(b - b_0) \sin \alpha, \quad (8.44)$$

де  $Q_k$  – тепло, необхідне для нагрівання як пластини до температури  $\theta_k$  випрямлення ( $Q_n$ ), так і самого нагрівального елемента ( $Q_H$ ).

Тобто:

$$Q_k = Q_n + Q_H. \quad (8.45)$$

Врахування величини  $Q_H$  є особливістю задачі і актуальне у тих випадках, коли нагрівач повинен забезпечити відносно невеликі потоки тепла. Об'єм пластини визначається умовою:

$$\bar{F} \geq G \cdot \sin \alpha, \quad (8.46)$$

де  $\bar{F}$  – середнє зусилля, створене приводним елементом.

$$\bar{F} = \frac{f_0 \cdot \theta_k \cdot V}{4a\omega^2(b - b_0)} \ln \frac{\sin\left(\frac{\omega b}{2} - \frac{\pi}{4}\right)}{\sin\left(\frac{\omega b_0}{2} - \frac{\pi}{4}\right)} \geq G \cdot \sin \alpha. \quad (8.47)$$

Звідси можна визначити мінімальний об'єм пластини

$$V = \frac{4 \cdot G \cdot a \cdot \omega^2 \cdot (b - b_0) \cdot \sin \alpha}{f_0 \cdot \theta_k \cdot \ln \frac{\sin\left(\frac{\omega b}{2} - \frac{\pi}{4}\right)}{\sin\left(\frac{\omega b_0}{2} - \frac{\pi}{4}\right)}}. \quad (8.48)$$

Для того, щоб нагріти пластину зі сплаву з ефектом пам'яті форми від холодного стану ( $\theta_0$ ) до температури відновлення форми ( $\theta_k$ ), слід затратити енергію [160]

$$Q_n = \int_{\theta_0}^{\theta_k} m \cdot c(\theta) d\theta = \int_{\theta_0}^{\theta_k} V \cdot \rho \cdot c(\theta) d\theta, \quad (8.49)$$

де  $\rho$  – густина матеріалу пластини (у подальшому можна вважати цю величину постійною);  $c(\theta)$  – теплоємність, яка у зв'язку з кристалічними перетвореннями в об'ємі пластини при зміні форми може сильно залежати від температури.

Можна записати:

$$Q_n = \frac{4 \cdot G \cdot a \cdot \rho \cdot \omega^2 \cdot (b - b_0) \cdot \sin \alpha \cdot \int_{\theta_0}^{\theta_k} c(\theta) d\theta}{f_0 \cdot \theta_k \cdot \ln \frac{\sin\left(\frac{\omega b}{2} - \frac{\pi}{4}\right)}{\sin\left(\frac{\omega b_0}{2} - \frac{\pi}{4}\right)}}. \quad (8.50)$$

Функціональні залежності  $c(\theta)$  і  $f_0$  визначаються експериментально для кожного матеріалу. У найпростішому випадку, тобто при малих температурах нагрівання,  $c(\theta) = c$ :

$$Q_n = \frac{4 \cdot G \cdot a \cdot c \cdot \rho \cdot \omega^2 \cdot (b - b_0) \cdot (\theta_k - \theta_0) \cdot \sin \alpha}{f_0 \cdot \theta_k \cdot \ln \frac{\sin\left(\frac{\omega b}{2} - \frac{\pi}{4}\right)}{\sin\left(\frac{\omega b_0}{2} - \frac{\pi}{4}\right)}} \quad (8.51)$$

З достатньою точністю можна прийняти гіпотезу  $Q_H \ll Q_n$ , тобто записати:

$$Q = Q_n + G(b - b_0) \cdot \sin \alpha. \quad (8.52)$$

Потужність електронагрівача визначаємо за формулою [165]:

$$P = P_{кор} + P_{дон} + P_{втр}, \quad (8.53)$$

де  $P_{кор}$  – потужність для нагрівання приводного елемента, Вт;  $P_{дон}$  – потужність, що витрачається на нагрівання допоміжних пристроїв, Вт;  $P_{втр}$  – потужність теплових втрат, Вт.

Потужність для нагрівання приводного елемента знаходимо за формулою:

$$P_{кор} = \frac{Q}{\tau}, \quad (8.54)$$

де  $\tau$  – час нагрівання приводного елемента.

Визначаємо потужність, що витрачається на нагрівання допоміжних пристроїв, причому температуру допоміжних пристроїв приймаємо рівною температурі приводного елемента.

У загальному випадку теплові втрати пов'язані з трьома способами передачі теплоти: теплопровідністю, випромінюванням та конвекцією. Стосовно нашого випадку враховуємо втрати теплоти за рахунок теплопередачі через стінки корпусу електротермомеханічного приводу [166]:

$$Q_{mn} = \frac{t_{вн} - t_{зов}}{\frac{1}{\alpha_{вн} F_{вн}} + \sum_{i=1}^n \frac{\delta_i}{\lambda_i F_{pi}} + \frac{1}{\alpha_{зов} F_{зов}}}}, \quad (8.55)$$

де  $t_{вн}$ ,  $t_{зов}$  – температура внутрішньої та зовнішньої поверхонь стінок, К;  $\alpha_{вн}$ ,  $\alpha_{зов}$  – коефіцієнти тепловіддачі на внутрішній і зовнішній стінках Вт/(м<sup>2</sup>·К);  $F_{вн}$ ,  $F_{зов}$  – площі внутрішньої та зовнішньої поверхонь стінок, м<sup>2</sup>;  $n$  – кількість шарів стінки;  $\delta_i$  – товщина  $i$ -го шару стінки, м;  $\lambda_i$  – середній коефіцієнт теплопровідності матеріалу  $i$ -го шару стінки, Вт/(м·К);  $F_{pi}$  – площа розрахункової поверхні  $i$ -го шару стінки м<sup>2</sup>.

Використання азбестової теплоізоляції дозволяє скоротити втрати теплоти майже у 2 рази (на 47%) і робить процес нагрівання приводного елемента ефективнішим. На рис. 8.21 наведено залежності втрат теплоти від температури приводного елемента із ФС для сталльної стінки без ізоляції та з азбестовою ізоляцією товщиною 5 мм.

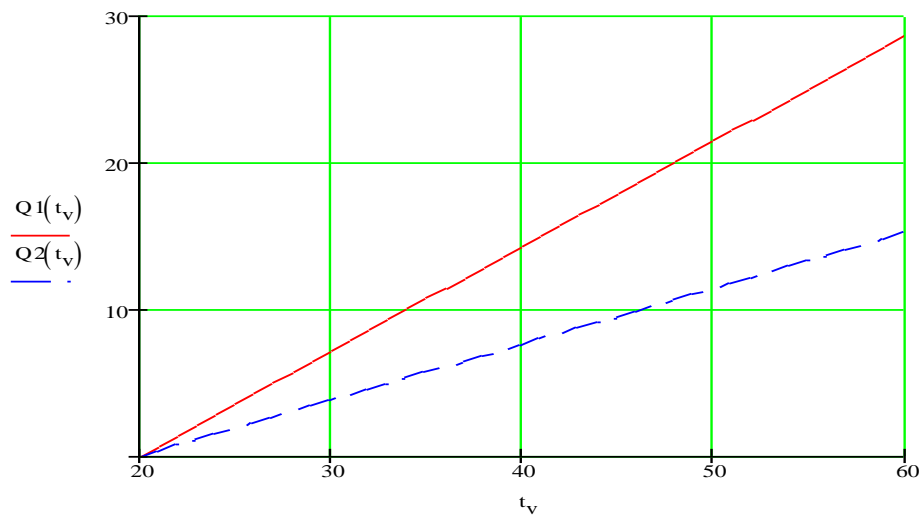


Рис.8.21. Залежність втрат теплоти від температури приводного елемента:  
 — — — — стальна стінка без ізоляції; — — — — стальна стінка з азбестовою ізоляцією

Потужність теплових втрат:

$$P_{втр} = \frac{Q_{mn}}{\tau}, \quad (8.55)$$

де  $\tau$  – час нагрівання, с.

Нагрівання приводного елемента можна реалізувати за допомогою стороннього електронагрівача або прямим нагріванням (пропусканням струму через нього).

У випадку використання стороннього електронагрівача, знаючи необхідну потужність ( $P$ ) для нагрівання приводного елемента, вибираємо стандартний трубчастий електронагрівач співмірної потужності.

У пристроях прямого нагрівання визначають не параметри нагрівача, оскільки ним служить деталь, що нагрівається, а параметри джерела живлення. Для вибору трансформатора необхідно знати його потужність  $S_{тр}$  та вторинну напругу  $U_2$  [165].

Загальна потужність (Вт), що підводиться до електронагрівального пристрою, враховуючи електричні та теплові втрати, визначається як:

$$P_{заг} = \frac{P_{кор}}{\eta}, \quad (8.56)$$

де  $P_{кор}$  – потужність для нагрівання приводного елемента, Вт;  $\eta$  – коефіцієнт корисної дії пристрою ( $\eta = 0,55 \dots 0,82$ ).

Вторинна напруга [165]

$$U_2 = \sqrt{R_{\sim} \cdot P_{заг}}, \quad (8.57)$$

де  $R_{\sim}$  – опір приводного елемента, Ом.

Потужність трансформатора [165]

$$S_{mp} = \frac{P_{заг}}{\eta_{mp} \cdot \cos \varphi} \sqrt{TB}, \quad (8.58)$$

де  $\eta_{mp}$  – ККД трансформатора (0,9 – 0,95);  $\cos \varphi$  – середній коефіцієнт потужності (0,6 – 0,85);  $TB$  – відносна тривалість включення установки:

$$TB = \frac{\tau_p}{\tau_{ц}} = \frac{\tau_p}{\tau_p + \tau_n}, \quad (8.59)$$

де  $\tau_p$  – час нагрівання (роботи), с;  $\tau_{ц} = \tau_p + \tau_n$  – тривалість циклу, с;  $\tau_n$  – тривалість паузи між включеннями установки, с.

Доцільність використання того чи іншого способу нагрівання визначається економічним чинником. Для цього необхідно порівняти витрати на генерацію певного зусилля (або витрати на нагрівання певного об'єму ФС, здатного генерувати певне зусилля). До витрат належить вартість нагрівача (чи трансформатора) і витрати на електроенергію:

$$B = B_n + B_{e.e.}, \quad (8.60)$$

де  $B_n$  – вартість нагрівача або нагрівального трансформатора, грн.;

$B_{e.e.}$  – вартість електроенергії, грн.

Вартість приводного елемента та інших елементів електротермомеханічного приводу у даному випадку не враховуємо, оскільки вони однакові та не залежать від типу нагрівача. На діаграмі (рис.8.22) наведено витрати на нагрівання залежно від генерованого приводним елементом зусилля (витрати враховують вартість нагрівального пристрою та вартість електроенергії для проведення 1000 робочих циклів).

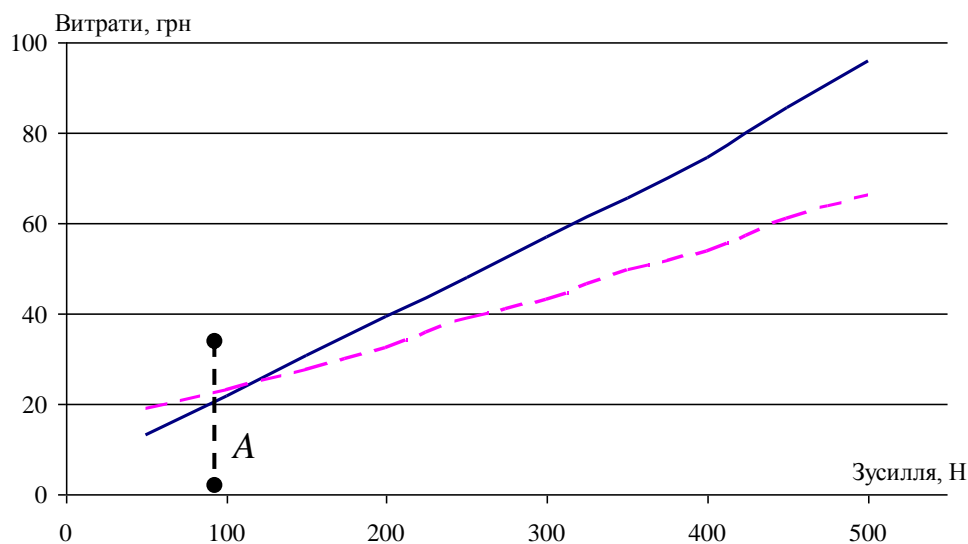


Рис.8.22. Витрати на нагрівання приводного елемента залежно від генерованого зусилля: — — — пряме нагрівання; - - - - - сторонній електронагрівач

Аналіз діаграми показує, що пряме нагрівання доцільно використовувати для приводного елемента із зусиллям до 120 Н (точка A). При використанні

приводного елемента з більшим за 120 Н зусиллям доцільним є застосування стороннього електронагрівача.

### 8.6.2. Моделювання температурного поля приводного елемента при прямому нагріванні електричним струмом

Оскільки, для приводних елементів із малим зусиллям (до 120 Н) може використовуватись пряме нагрівання, коли тепло виділяється при проходженні струму безпосередньо у приводному елементі, то актуальною є задача визначення теплофізичних характеристик приводних елементів із ФС [167].

У даній задачі передбачається наявність джерел і втрат теплоти. Під джерелом розуміється просторово-локалізоване теплове джерело постійної електричної потужності. Одночасна дія теплових джерел та втрат, як відомо, приводять тіло у стаціонарний стан, у режимі якого зазвичай визначають коефіцієнт теплопровідності. У всіх випадках стаціонарному стану передуює нестаціонарний режим, який може бути використаний для визначення іншої теплофізичної характеристики – коефіцієнта температуропровідності.

Для одновимірного теплового потоку у випадку, коли теплофізичні параметри не залежать від температури, диференційне рівняння теплопровідності записується як [168]:

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = a \nabla^2 T, \quad (8.61)$$

де  $T$  – температура, К;  $\tau$  – час, с;  $a = \lambda / c\rho$  – коефіцієнт температуропровідності;  $\lambda$  – теплопровідність, Вт/(м·К);  $c$  – питома теплоємність, Дж/(кг·К);  $\rho$  – густина, кг/м<sup>3</sup>;  $\nabla^2$  – оператор Лапласа.

Початкові умови у загальному випадку задаються у вигляді:

$$T(x, y, z, 0) = f(x, y, z).$$

Якщо ввести нову змінну

$$\theta(x, y, z, \tau) = T(x, y, z, \tau) - T_0, \quad (8.62)$$

то рівняння запишеться таким чином:

$$\frac{\partial \theta}{\partial \tau} = a \nabla^2 \theta. \quad (8.63)$$

Гранична умова другого роду, при якій величина теплового потоку на поверхні тіла задається як функція часу,

$$q_n = f(\tau). \quad (8.64)$$

Гранична умова третього роду записується наступним чином [168]:

$$\lambda \left( \frac{\partial T}{\partial n} \right)_n + \alpha [T_n(\tau) - T_c(\tau)] = 0. \quad (8.65)$$

Розглянемо приводний елемент у формі необмеженої пластини.



Є пластина товщиною  $2R$ . Початковий розподіл температури рівномірний і відповідає температурі навколишнього середовища  $T_0 = const$ . У деякий момент часу в площині  $x=0$  починає діяти джерело теплоти постійної потужності  $q$ . Температура поверхні пластини протягом процесу теплообміну підтримується постійною і рівною початковій. Загальне розв'язання сформульованої задачі має вигляд [168, 169]:

$$\theta = T(x, \tau) - T_0 = \frac{q(R-x)}{\lambda} - \frac{qR}{\lambda} \sum_{n=1}^{\infty} (-1)^{n+1} \frac{2}{\mu_n^2} \sin \mu_n \frac{R-x}{R} \exp(-\mu_n^2 Fo), \quad (8.66)$$

де

$$\mu_n = (2n-1) \frac{\pi}{2}.$$

У даній формулі:  $q$  – густина теплового потоку, Вт/м<sup>2</sup>;  $\mu_n = f(Bi)$  – корені характеристичних рівнянь (функції Бесселя нульового порядку першого роду);  $Fo = \frac{a\tau}{R^2}$  – число Фур'є;  $Bi = \frac{aR}{\lambda}$  – число Біо;  $T, T_0$  – температура відповідно поверхні тіла і середовища, К.

Наступна задача присвячена визначенню теплофізичних характеристик пластини з внутрішнім джерелом теплоти постійної потужності за умови лінійної зміни температури.

Знайдемо температурне поле необмеженої пластини товщиною  $2R$ , яка початково знаходиться в тепловій рівновазі з навколишнім середовищем, що має температуру  $T_0 = const$ .

У початковий момент часу всередині пластини ( $x = 0$ ) починає діяти джерело постійного теплового потоку  $q$  (Вт/м<sup>2</sup>), а температура середовища змінюється за лінійним законом.

Початкові і граничні умови, відповідно до умов задачі, запишуться так:

$$T(x, 0) = T_0 = const; \quad (8.67)$$

$$\frac{\partial T(0, \tau)}{\partial x} = -\frac{q}{\lambda}, \quad (8.68)$$

$$\frac{\partial T(R, \tau)}{\partial x} = H[(T_0 + b\tau) - T(R, \tau)]. \quad (8.69)$$

Розв'язання даної задачі, отримане операційним методом, може бути записано у вигляді:

$$\theta = \frac{T(x, \tau) - T_0}{T_0} = \text{Pd} \left\{ \text{Fo} - \frac{1}{2} \left[ \left( 1 + \frac{2}{\text{Bi}} \right) - \frac{x^2}{R^2} \right] + \sum_{n=1}^{\infty} \frac{A_n}{\mu_n^2} \cos \mu_n \frac{x}{R} \exp(-\mu_n^2 \text{Fo}) \right\} +$$

$$+ \text{Ki} \left[ \left( 1 + \frac{1}{\text{Bi}} \right) - \frac{x}{R} - \frac{1}{\text{Bi}} \sum_{n=1}^{\infty} A_n \cos \mu_n \cdot \cos \mu_n \frac{x}{R} \exp(-\mu_n^2 \text{Fo}) - \right.$$

$$\left. - \sum_{n=1}^{\infty} \frac{A_n}{\mu_n} \sin \mu_n \cdot \cos \mu_n \frac{x}{R} \exp(-\mu_n^2 \text{Fo}) \right], \quad (8.70)$$

де

$$A_n = \frac{2 \sin \mu_n}{\mu_n + \sin \mu_n \cos \mu_n}.$$

У цих рівняннях  $\mu_n$  – корені рівняння:

$$\text{ctg} \mu_n = \frac{\mu_n}{\text{Bi}}; \quad (8.71)$$

$\text{Pd}$  і  $\text{Ki}$  – відповідно, критерії Предводителя і Кірпічова.

При цьому

$$\text{Pd} = bR_2/aT_0; \text{Ki} = qR/\lambda T_0,$$

де  $b$  – швидкість нагрівання тіла ( $b = \partial T/\partial \tau$ ).

У результаті комп'ютерного моделювання проаналізовано температурне поле приводного елемента (пластина здеформована до форми синусоїди) при прямому нагріванні, а також розподіл температур у корпусі електротермомеханічного приводу.

Моделювання проводилось за допомогою програмного продукту STAR-CD, який використовує сучасні високоефективні чисельні алгоритми (метод контрольованого об'єму), що дозволяють розв'язувати задачі тепломасообміну практично будь-якої складності [170].

Процес розв'язку даної задачі полягав у наступному:

- вибір фізичної моделі теплової взаємодії приводного елемента з навколишнім середовищем;
- побудова геометричної моделі циклічної ділянки;
- побудова розрахункової сітки задачі теплообміну;
- задання початкових та граничних умов.

У процесі моделювання розглянуто фізичну модель приводного елемента у формі синусоїди. На рис.8.23 представлена горизонтальна проекція характерного перерізу приводного елемента в корпусі. Приводний елемент нагрівається шляхом пропускання через нього електричного струму. При цьому відбувається теплообмін з навколишнім середовищем. У розглянутому випадку тепло передається трьома способами: теплопровідністю, вільною конвекцією та випромінюванням.

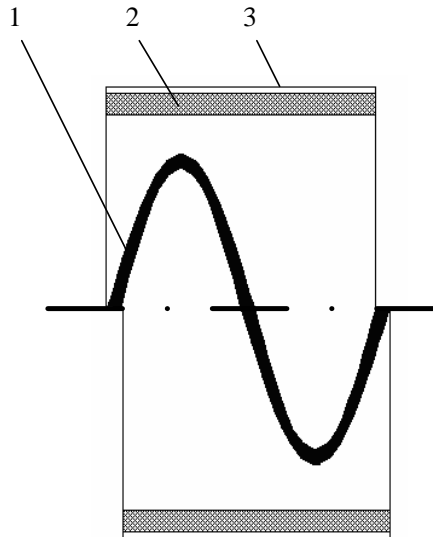


Рис.8.23. Горизонтальний переріз досліджуваної ділянки:

1 – приводний елемент із ФС; 2 – теплоізоляція (азбестовий картон); 3 – корпус.

Корпус виготовлений із сталі ( $\rho = 7800 \text{ кг/м}^3$ ;  $\lambda = 24 \text{ Вт/(м}\cdot\text{К)}$ ;  $C_p = 480 \text{ Дж/(кг}\cdot\text{К)}$ ). Висота корпуса – 45 мм, ширина – 75 мм. Внутрішня поверхня корпуса покрита азбестовим картоном товщиною 5 мм, що виконує роль теплоізолятора ( $\rho = 1700 \text{ кг/м}^3$ ;  $\lambda = 0,39 \text{ Вт/(м}\cdot\text{К)}$ ;  $C_p = 840 \text{ Дж/(кг}\cdot\text{К)}$ ;  $\varepsilon=0,96$ ).

Порожнина між приводним елементом та азбестовим картоном заповнена повітрям, фізичні властивості якого є функціями температури. Приводний елемент виготовлений із сплаву *Cu-Al-Mn* ( $\rho = 7672 \text{ кг/м}^3$ ;  $\lambda = 264,6 \text{ Вт/(м}\cdot\text{К)}$ ;  $C_p = 491 \text{ Дж/(кг}\cdot\text{К)}$ ;  $\rho_s = 0,246 \text{ Ом}\cdot\text{мм}^2/\text{м}$ ;  $\varepsilon=0,55$ ).

Розглядається задача нестационарного теплообміну між робочим (приводним) елементом, через який проходить електричний струм, та навколишнім середовищем через повітря (вільна конвекція, випромінювання, теплопровідність), азбестовий картон (теплопровідність) і сталевий корпус (теплопровідність).

Шуканими величинами є температура ( $\theta$ ), три складові швидкості повітря всередині корпуса ( $u_x, u_y, u_z$ ), тиск ( $p$ ).

Початкові умови:

$$\begin{aligned}
 \theta(x, y, z, 0) &= 20^\circ \text{C}; \\
 u_x(x, y, z, 0) &= 0 \text{ м/с}; \\
 u_y(x, y, z, 0) &= 0 \text{ м/с}; \\
 u_z(x, y, z, 0) &= 0 \text{ м/с}; \\
 p(x, y, z, 0) &= 1 \text{ атм}.
 \end{aligned}
 \tag{8.72}$$

На границях твердих частин пристрою та повітрям всередині пристрою діють граничні умови спряження  $q_{нов} = q_c$ ,  $\theta_{нов} = \theta_c$ , які автоматично задовольняються, оскільки тепловий стан повітря та окремих частин пристрою розраховується одночасно.

Для швидкостей повітря на межі розподілу "повітря – приводний елемент" та "повітря – корпус" задані умови прилипання, тобто всі компоненти швидкості дорівнюють нулю ( $u_x = u_y = u_z = 0$ ).

На зовнішній поверхні корпусу задана гранична умова третього роду [166]:

$$-\lambda_k \frac{\partial \theta_k}{\partial n} = \alpha(\theta_k - \theta_c), \quad (8.73)$$

де  $\lambda_k$  – теплопровідність сталевго корпусу, Вт/(м·°С);  $n$  – нормаль до поверхні;  $\alpha$  – коефіцієнт тепловіддачі, Вт/(м²·К);  $\theta_k$  – температура корпусу, °С;  $\theta_c$  – температура оточуючого середовища, °С ( $\alpha = 5$  Вт/(м²·К) і  $\theta_c = 20$  °С).

Тривалість процесу теплообміну – 180 с, або до досягнення температури приводного елемента 100 °С.

Основою математичної моделі є рівняння, що виражають закони збереження маси, імпульсу та енергії для рухомого повітря в корпусі, та тільки енергії (теплопровідність) для нерухомих елементів (приводний елемент та корпус).

Рівняння збереження маси для повітря в корпусі [172]:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_x)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho u_y)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho u_z)}{\partial z} = 0. \quad (8.74)$$

Рівняння збереження імпульсу для рухомого повітря в корпусі [172]:

$$\begin{aligned} \frac{\partial(\rho u_x)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_y u_x)}{\partial y} &= -\frac{\partial p}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} + g_x(\rho - \rho_0); \\ \frac{\partial(\rho u_y)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_z u_y)}{\partial z} &= -\frac{\partial p}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial z} + g_y(\rho - \rho_0); \\ \frac{\partial(\rho u_z)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_x u_z)}{\partial x} &= -\frac{\partial p}{\partial z} + \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial x} + g_z(\rho - \rho_0). \end{aligned} \quad (8.75)$$

де  $\rho_0$  – опорна густина.

Для повітря тензор в'язких напружень визначається виразом:

$$\tau_{ij} = \mu \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \mu \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \delta_{ij}. \quad (8.76)$$

де  $i, j, k$  – відповідно  $x, y, z$  координати декартової системи координат.

Рівняння енергії для рухомого повітря [172]:

$$\frac{\partial(\rho h)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_j h)}{\partial x_j} = \frac{\partial p}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left( \frac{\lambda}{c_p} \frac{\partial h}{\partial x_j} \right) - \frac{\partial q_j^R}{\partial x_j} + q_v, \quad (8.77)$$

де  $h = h_0 + \int_{\theta_0}^{\theta} c_p d\theta$  – статична ентальпія;

$q_j^R$  – радіаційний потік енергії у напрямку  $x_j$ ;

$q_v$  – теплота, що виділяється при проходженні електричного струму, Вт;

$\theta$  – температура, °С.

Для визначення  $q_j^R$  використовується *Discrete Beams* модель променевого теплообміну. Суть даної моделі полягає у поділі всіх поверхонь, що беруть участь у теплообміні, на велику кількість ділянок. Ділянки між собою містять променеві зв'язки, які дозволяють обмінюватись променевою енергією [166]:

$$p = \rho R_0 \theta \frac{1}{M}, \quad (8.78)$$

де  $R_0$  – універсальна газова стала;  $M$  – молярна маса.

Тепловий ефект проходження електричного струму через приводний елемент враховувався з використанням внутрішніх джерел теплоти відповідно до закону Джоуля-Ленца.

Для нерухомих частин пристрою (приводний елемент та корпус) рівняння перетворюється в рівняння теплопровідності:

$$c\rho \frac{\partial \theta}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial x} \left[ \lambda \frac{\partial \theta}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[ \lambda \frac{\partial \theta}{\partial y} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[ \lambda \frac{\partial \theta}{\partial z} \right] + q_v. \quad (8.79)$$

Слід додати, що  $\lambda = \lambda(\theta, x, y, z)$ ,  $C = C(\theta, x, y, z)$ ,  $\rho = \rho(\theta, x, y, z)$ .

Чисельне розв'язування задачі нестационарного теплообміну виконувалось з використанням PISO-алгоритму рішення системи лінійних алгебраїчних рівнянь [170].

Динаміка зміни температури приводного елемента при пропусканні струму різної густини наведена на рис.8.24.

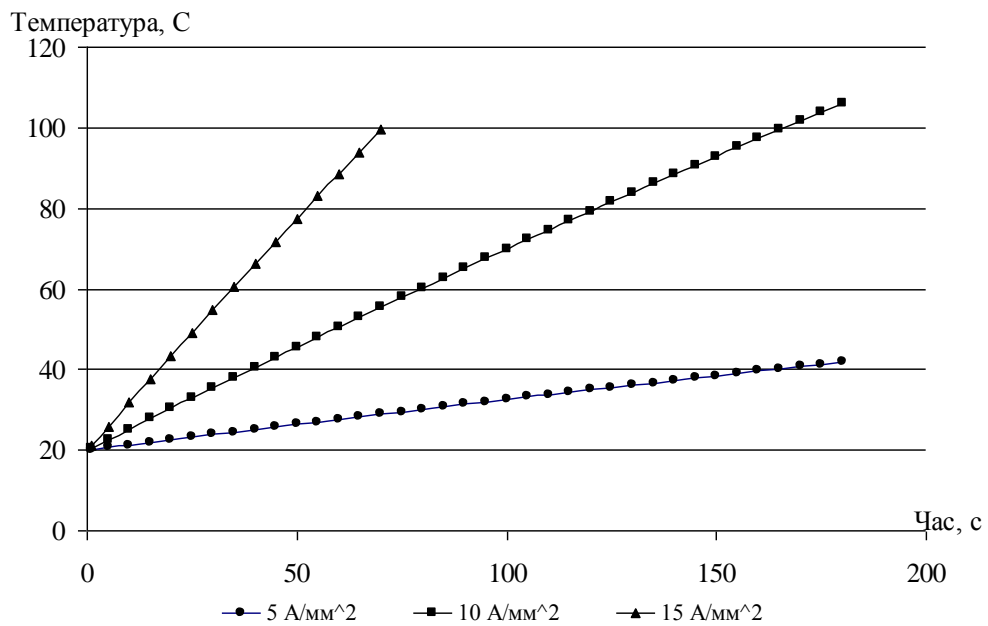


Рис.8.24. Зміна температури приводного елемента при безпосередньому нагріванні

При нагріванні приводного елемента його температура по перерізу майже однорідна. Спостерігається тільки незначне її відхилення (0,1–0,2 °C), обумовлене рухом повітря в корпусі приводу (рис.8.25).

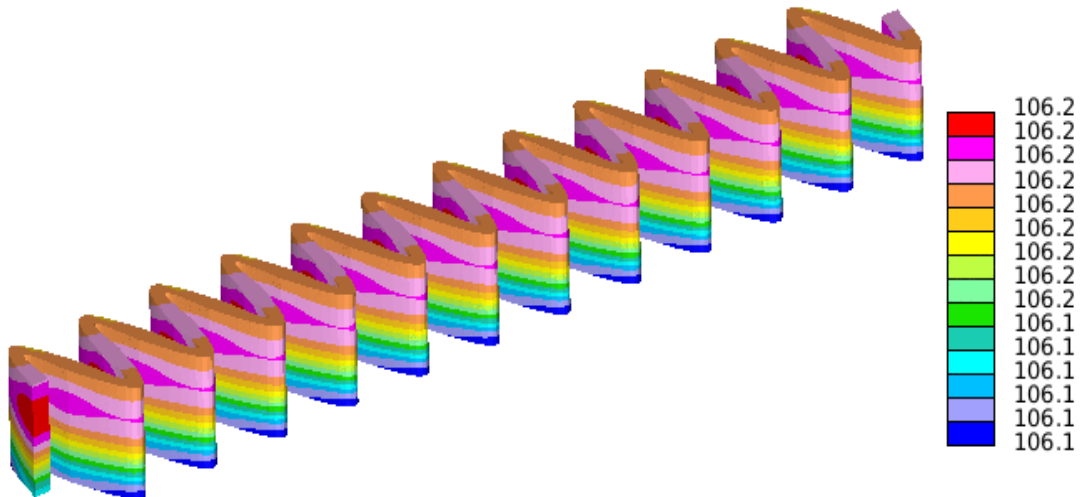


Рис.8.25. Температурне поле приводного елемента

Поле температур у корпусі приводу наведено на рис.8.25, а вектори швидкості повітряного потоку – на рис.8.26.

Максимальна температура спостерігається у точках перегину синусоїди, оскільки там майже відсутній конвективний рух повітря.

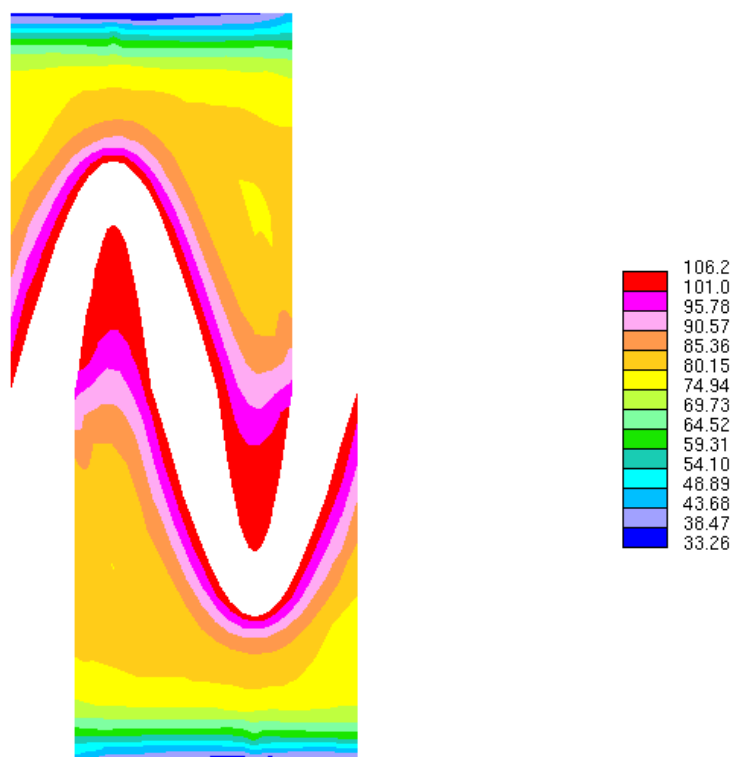


Рис.8.26. Розподіл температур в корпусі електротермомеханічного приводу

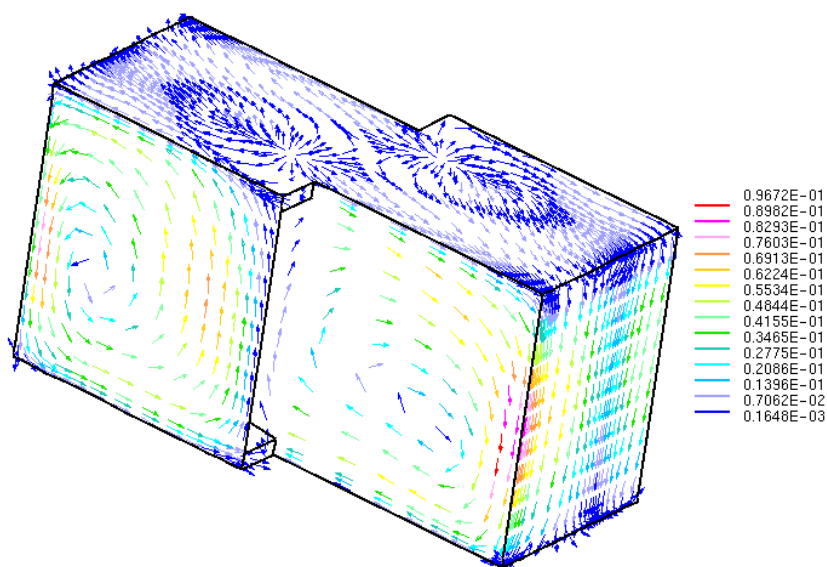


Рис.8.27. Вектори швидкості повітряного потоку в корпусі

Загалом результати комп'ютерного моделювання показують, що пряме нагрівання дозволяє забезпечити необхідний температурний режим роботи електротермомеханічного приводу. Перевагою даного способу є більша швидкість нагрівання порівняно з використанням стороннього нагрівача.

## 8.7. Експериментальне дослідження приводних елементів

### 8.7.1. Активація приводного елемента стороннім нагрівачем

Зусилля, створене приводним елементом зі сплаву з ефектом пам'яті форми (ФС), залежить від багатьох факторів. Найважливішими, на нашу думку, є форма приводного елемента, об'єм ФС та температура приводного елемента.

Встановлення залежності зусилля від параметрів та режиму нагрівання приводного елемента є визначальним для проектування приводних елементів із ФС (а отже і приводів) з певними, наперед визначеними, характеристиками [173].

Дослідження зусилля, що генерують приводні елементи з ФС при сторонньому нагріванні, проводилось на установці, зображеній на рис.8.28 та 8.29.

Установка змонтована на підставці 8. Дві опори 1 і 7 фіксуються в необхідному положенні на підставці 8. Опора 1 є основою для встановлення напрямної осі 2 і опорною поверхнею для досліджуваного приводного елемента із ФС. Опора 7 виконана рухомою, завдяки чому можуть бути використані приводні елементи різної довжини. На опорі 7 закріплено динамометр 6. До пружин динамометра приєднано шток 5, на другому кінці якого знаходиться опорний брусок 4. Напрямна вісь 2 виготовлена із сталевго стержня діаметром 3 мм. Ця вісь призначена для розміщення приводного елемента.

При проведенні досліджень установка працює таким чином. Досліджуваний приводний елемент із ФС у вигляді синусоїди закріплюється на напрямній осі 2 (вісь проходить через отвори, розміщені на осі синусоїди). При спрацюванні привода створюється зусилля, що діє через брус 4 на шток 5. Останній діє на пружини динамометра. За показами на шкалі динамометра проводиться зчитування зусилля, створеного приводним елементом.

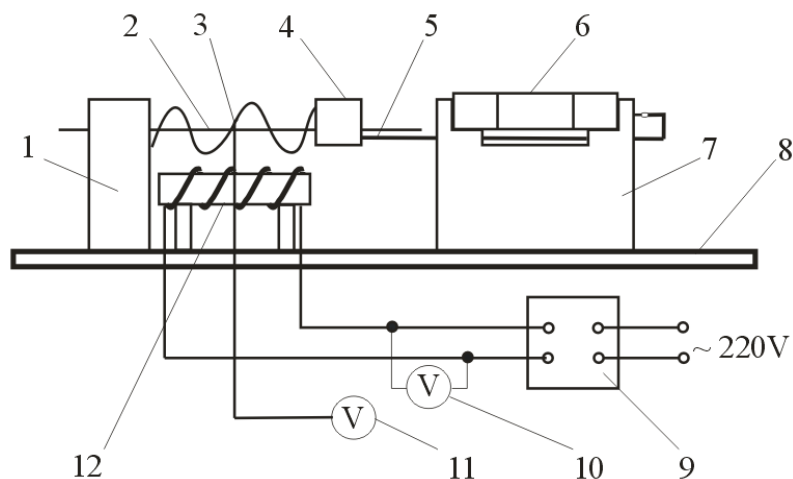


Рис. 8.28. Схема установки для дослідження приводних елементів із ФС:



1, 7 – опори; 2 – напрямна вісь; 3 – спай термопар; 4 – опорний брусок; 5 – шток; 6 – динамометр; 8 – підставка; 9 – автотрансформатор; 10 – вольтметр; 11 – вольтметр термопар; 12 – нагрівач



Рис. 8.29. Зовнішній вигляд установки для дослідження приводних елементів із ФС

Для активації приводний елемент з ФС нагрівається за допомогою стороннього нагрівача. Як нагрівач використовується ніхромова спіраль, намотана на керамічну трубку (діаметр ніхромового дроту – 0,5 мм, опір нагрівача – 74 Ом). Нагрівач розміщується під приводним елементом на відстані 5 мм. Живлення нагрівача здійснюється від лабораторного автотрансформатора РНО–250-0,5 (напруга живлення – 150 В, струм – 2 А).

Для вимірювання температури приводного елемента з ФС використовується термопара хромель-алюмель (ТХА), яка має найбільш близьку до прямої термоелектричної характеристику [174]. Вимірювання термоЕРС термопар проводилось цифровим мультиметром ALDA AVD830. Для усунення впливу коливань температури зовнішнього середовища при досліді застосовувалась диференційна термопара – система вимірювання температури, що складається з двох послідовно з'єднаних ТХА, одна з яких знаходиться у місткості (термос) при постійній температурі 0 °С.

Характеристика вимірювальних приладів, використаних при дослідженні, наведено в табл. 8.5 [173].

Динамометр, використаний при дослідженнях, попередньо тарувався (були встановлені нові пружини). Похибка при вимірюванні зусилля становить

±0,5 Н.

Досліджено приводні елементи виконані з паралельно з'єднаних пластин зі сплаву з ефектом пам'яті форми (*Cu-Al-Mn*). Розміри пластин – 160x30x0,3 мм (ДxШxТ). Кількість паралельно з'єднаних пластин становить відповідно 2, 3, 4 і 5.

Таблиця 8.5. Характеристика вимірювальних приладів

Назва	Тип	Межі вимірювання	Клас точності	Призначення
Вольтметр	M45M	0–300 В	1,0	Вимірювання і контроль напруги на виході автотрансформатора
Динамометр	Побутовий	0–10 кг	–	Вимірювання зусилля, генерованого приводним елементом із ФС
Мультиметр	AVD830	0–200 мВ	1,0	Вимірювання термоЕРС термопари
Секундомір	СС-810	–	–	Вимірювання часу нагрівання приводного елемента
Штангенциркуль	ШЦ1	0–125 мм	1,0	Вимірювання переміщення, створеного приводним елементом

Приводним елементам надано форму синусоїди з такими параметрами:

- 1) синусоїда з довжиною півхвилі 55 мм (кількість півхвиль – 2);
- 2) синусоїда з довжиною півхвилі 45 мм (3 півхвилі);
- 3) синусоїда з довжиною півхвилі 35 мм (4 півхвилі);
- 4) синусоїда з довжиною півхвилі 25 мм (5 півхвиль);
- 5) синусоїда з довжиною півхвилі 20 мм (7 півхвиль).

У приводних елементах вздовж осі синусоїди зроблено отвори діаметром 8 мм для закріплення у дослідній установці за допомогою металевої шпичі. Для кожного приводного елемента передбачалось дослідження при трьох рівнях початкової деформації (35, 55 та 75 м), що забезпечувалось переміщенням опори дослідної установки.

Позначення приводних елементів:

- літера вказує на розмір півхвилі синусоїди (А – 55 мм, В – 45, С – 35, D – 25, Е – 20 мм);
- перша цифра – початковий розмір приводного елемента (1 – 35 мм, 2 – 55, 3 – 75 мм);
- друга цифра – кількість пластин із ФС (2 – 2 пластини, 3 – 3 пластини і т. д.).

Наприклад: А1-5 – приводний елемент, що має форму синусоїди з довжиною півхвилі 55 мм, початковий розмір – 35 мм, кількість пластин – 5.

Нагрівання приводного елемента здійснюється стороннім нагрівачем

протягом 5 хв (300 с).

Дослід виконувати у такій послідовності: приводний елемент закріплювали на осі 2 (див. рис. 8.28) дослідної установки так, що б він одним кінцем впирався в опору 1, а іншим – у брусок 4. Приводний елемент встановлювали так, щоб пластинки були перпендикулярними до підставки дослідної установки. Спай термопари фіксували між пластинками приводного елемента (рис.8.30).

При подачі живлення на нагрівач одночасно вмикали секундомір. Приводний елемент нагрівався, починав генерувати зусилля, яке відображається на шкалі динамометра. За показниками вольтметра термопари визначали термоЕРС. Штангенциркулем вимірювали збільшення відстані між опорою 1 і опорним бруском 4 (переміщення).

Значення зусилля, термоЕРС та переміщення фіксували через кожні 30 с (10 замірів) у протоколі дослідження. Після проведення десяти замірів нагрівач вимили. Приводний елемент охолоджували протягом 5 хв (природним шляхом та за допомогою вентилятора). Дослід повторювали 10 разів.

Метою будь-яких досліджень завжди є встановлення залежності між деякими параметрами. Характеристики приводних елементів кожного виду визначали за середнім значенням десяти дослідів. За результатами експериментальних досліджень будували графічні залежності зусилля, створеного приводним елементом з ФС, від температури. Характер графічної залежності вказує на існування лінійної залежності між даними величинами (лише в кінцевій фазі нагрівання при температурі  $\sim 150$  °С настає стабілізація зусилля).

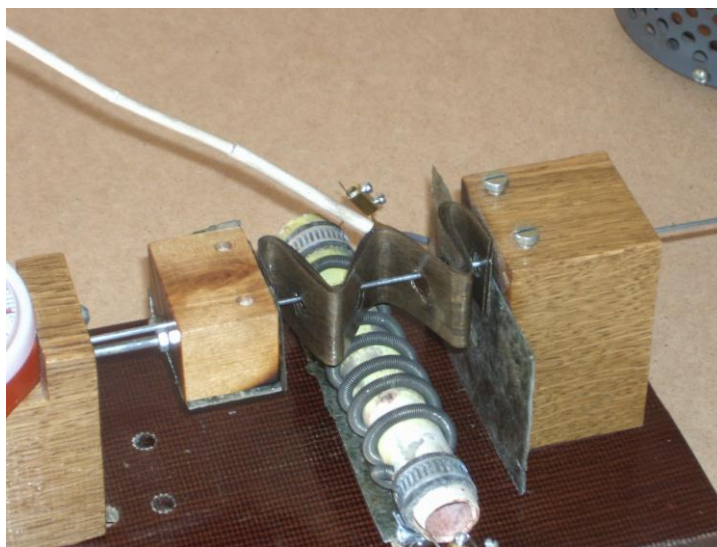


Рис.8.30. Встановлення приводного елемента на дослідній установці

Для перевірки даного припущення використовуємо метод кореляційного

аналізу, який дає можливість оцінити ступінь взаємозв'язку між параметрами, що вивчаються.

Коефіцієнт кореляції розраховується за формулою [175]:

$$r = \frac{N \sum_{i=1}^N x_i y_i - \left( \sum_{i=1}^N x_i \right) \left( \sum_{i=1}^N y_i \right)}{\sqrt{\left[ N \sum_{i=1}^N x_i^2 - \left( \sum_{i=1}^N x_i \right)^2 \right] \left[ N \sum_{i=1}^N y_i^2 - \left( \sum_{i=1}^N y_i \right)^2 \right]}}, \quad (8.80)$$

де  $N$  – кількість вимірювань;  $x_i, y_i$  – параметри, між якими встановлюється зв'язок.

Коефіцієнт кореляції завжди знаходиться в межах:  $-1 \leq r \leq +1$  і характеризує не будь-яку, а тільки лінійну залежність між досліджуваними параметрами. Чим ближче  $r$  до  $\pm 1$ , тим більший зв'язок між цими параметрами. При додатньому значенні  $r$  можна стверджувати, що зростання одного параметра викликає зростання іншого; при від'ємному – навпаки: зростання одного параметра спричиняє зменшення другого. При  $r = 0$  можна стверджувати про відсутність зв'язку між цими параметрами, тобто в цьому випадку зв'язок некорельований.

Для встановлення реального статистичного зв'язку між двома параметрами ( $x, y$ ) можна користуватися формулою [175]:

$$t_{розр} = |r| \sqrt{\frac{N-2}{1-r^2}}. \quad (8.81)$$

Отримане значення порівнюється з табличним значенням критерію Стьюдента ( $t_{табл}$ ) при відповідному рівні значущості ( $q$ ) та числі ступенів вільності  $f = N - 2$ .

При  $t_{розр} < t_{табл}$  приймається гіпотеза про некорельованість параметрів  $x$  та  $y$ ,  $t_{розр} > t_{табл}$  значення  $r$  достатньо відрізняється від нуля, що обумовлює існування лінійного статистичного зв'язку.

Коефіцієнти кореляції та перевірка достовірності існування лінійного статистичного зв'язку для проведених дослідів наведено в табл. 8.6. Табличне значення критерію Стьюдента  $t_{табл} = 2,31$  при числі ступенів вільності  $f = N - 2 = 10 - 2 = 8$  [175].

Залежність зусилля від температури для приводного елемента з довжиною півхвилі синусоїди 35 мм наведено на рис.8.31. Вид залежностей для приводних елементів з довжинами півхвиль 55, 45, 25 та 20 мм аналогічний, з відповідним

збільшенням та зменшенням розвинутих зусиль.

Таблиця 8.6. Значення коефіцієнта кореляції та значення критерію Стьюдента при дослідженні приводних елементів з ФС

Приводний елемент	Довжина півхвилі синусоїди, мм									
	55 (A)		45 (B)		35 (C)		25 (D)		20 (E)	
	коефіцієнт кореляції	значення критерію Стьюдента	коефіцієнт кореляції	значення критерію Стьюдента	коефіцієнт кореляції	значення критерію Стьюдента	коефіцієнт кореляції	значення критерію Стьюдента	коефіцієнт кореляції	значення критерію Стьюдента
1-5	0,984	15,56	0,978	13,30	0,992	21,74	0,990	19,61	0,995	26,91
2-5	0,991	20,39	0,984	15,81	0,994	24,87	0,988	17,82	0,996	32,02
3-5	0,985	15,88	0,985	15,95	0,994	24,77	0,988	18,23	0,994	25,55
1-4	0,983	15,24	0,989	17,58	0,995	26,86	0,986	16,55	0,995	27,45
2-4	0,967	10,72	0,984	16,62	0,995	28,51	0,990	20,18	0,995	27,94
3-4	0,970	11,20	0,988	18,28	0,993	23,71	0,990	19,37	0,994	25,16
1-3	0,979	13,66	0,985	16,43	0,995	28,10	0,990	20,22	0,995	27,55
2-3	0,971	11,40	0,986	16,98	0,984	15,82	0,989	19,01	0,994	25,94
3-3	0,965	10,37	0,983	14,95	0,981	14,19	0,990	19,75	0,994	24,89
1-2	0,979	13,72	0,981	14,42	0,993	23,36	0,988	18,15	0,996	25,59
2-2	0,984	15,43	0,966	10,54	0,989	18,55	0,985	16,21	0,993	24,52
3-2	0,960	9,76	0,980	14,06	0,987	17,24	0,990	19,73	0,993	23,41

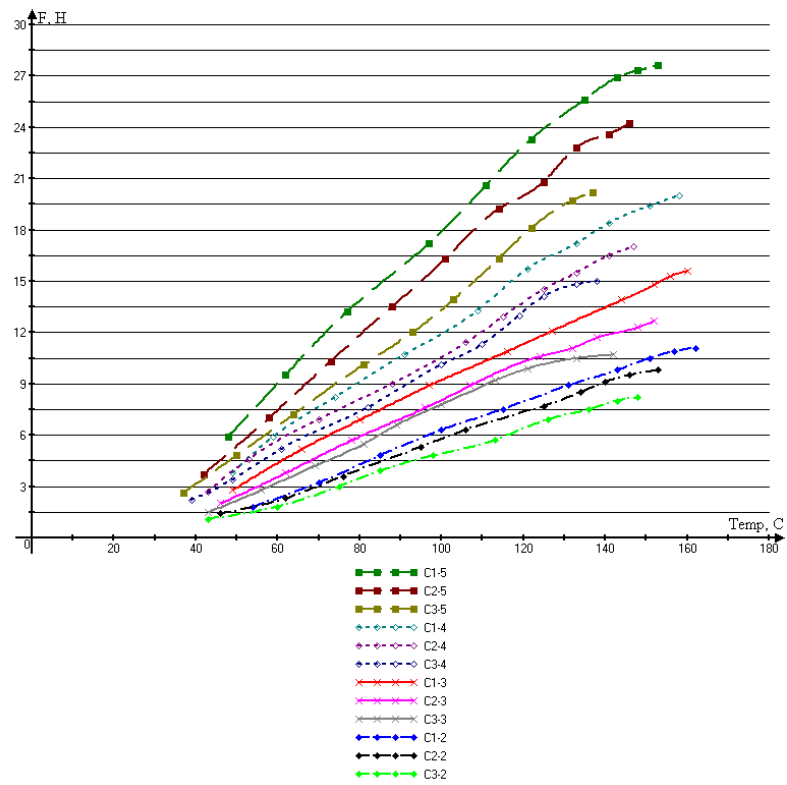


Рис.8.31. Залежність зусилля від температури приводного елемента  
(довжина півхвилі синусоїди 35 мм)

Максимальні зусилля для досліджених приводних елементів представлено в табл. 8.7.

Таблиця 8.7. Максимальні зусилля, розвинуті досліджуваними приводними елементами

Приводний елемент	Довжина півхвилі синусоїди, мм									
	55 (A)		45 (B)		35 (C)		25 (D)		20 (E)	
	зусилля, Н	температур а, °С	зусилля, Н	температур а, °С	зусилля, Н	температур а, °С	зусилля, Н	температур а, °С	зусилля, Н	температур а, °С
1-5	16,0	145	17,0	152	27,6	153	37,2	149	48,7	151
2-5	13,7	144	14,0	147	24,2	146	32,5	143	43,7	148
3-5	11,2	145	11,3	144	20,2	137	28,6	136	38,8	145
1-4	12,7	148	12,7	154	20,0	158	28,8	152	41,1	156
2-4	10,3	146	11,1	148	17,0	147	26,5	146	35,9	148
3-4	9,2	141	9,9	144	15,0	138	23,9	135	31,7	146
1-3	9,5	150	10,1	155	15,6	160	21,8	154	33,4	160
2-3	8,5	148	8,5	150	12,7	152	18,2	145	28,6	153
3-3	7,2	144	7,1	148	10,7	142	16,5	136	25,2	146
1-2	7,0	156	7,3	157	11,1	162	15,5	159	24,9	161
2-2	6,2	150	5,8	153	9,8	154	13,0	154	20,4	153
3-2	4,9	147	5,0	149	8,2	148	11,7	138	16,0	151

Для можливості проектування приводних елементів з певними параметрами визначено питоме зусилля – зусилля, що генерується одиницею об’єму ФС приводного елемента певної геометричної форми при нагріванні на 1 °С.

Питомі зусилля, визначені для приводних елементів з різними геометричними параметрами, представлено в табл. 8.8.

Таблиця 8.8. Питомі зусилля приводних елементів, Н/мм<sup>3</sup>·°С

Відношення $L/b_0$ *	Довжина півхвилі синусоїди $l$ , мм				
	55	45	35	25	20
2	$0,61 \cdot 10^{-3}$	$1,01 \cdot 10^{-3}$	$2,27 \cdot 10^{-3}$	$4,56 \cdot 10^{-3}$	$7,75 \cdot 10^{-3}$
3	$1,03 \cdot 10^{-3}$	$1,63 \cdot 10^{-3}$	$3,56 \cdot 10^{-3}$	$6,75 \cdot 10^{-3}$	$12,2 \cdot 10^{-3}$
5	$1,82 \cdot 10^{-3}$	$3,03 \cdot 10^{-3}$	$6,12 \cdot 10^{-3}$	$11,4 \cdot 10^{-3}$	$20,3 \cdot 10^{-3}$

\* Відношення довжини пластини приводного елемента до його початкового розміру.

Питоме зусилля  $f_0$  здебільшого залежить від початкової деформації приводного елемента та параметрів синусоїди, ніж від об'єму ФС [176].

За результатами дослідження приводних елементів, виконаних з ФС, можна зробити наступні висновки:

– підтверджено гіпотезу про те, що зусилля більше залежить від початкової деформації та форми приводного елемента, ніж від об'єму ФС. Тобто, при однаковому об'ємі сплаву більше зусилля розвиває приводний елемент з більшою початковою деформацією та меншою амплітудою синусоїди;

– максимальне зусилля розвивається приводним елементом при нагріванні до температури, що в 3 – 4 рази перевищує температуру початку відновлення форми.

### 8.7.2. Активація приводного елемента прямим електронагріванням

З метою визначення залежності зусилля, генерованого приводним елементом від параметрів прямого електронагрівання проводилось ряд експериментів. Визначались залежність температури приводного елемента від часу нагрівання та залежність зусилля, створеного приводним елементом, від його температури.

Вимірювання проводились за допомогою установки, блок-схема якої показана на рис.8.32, а загальний вигляд – на рис.8.33.

Пластинку із ФС (*Cu-Al-Mn*), zdeформовану до форми синусоїди, поміщали у скляний циліндр, виготовлений з молибденового скла, що має малий температурний коефіцієнт лінійного розширення та може витримувати температуру до 850 °С.

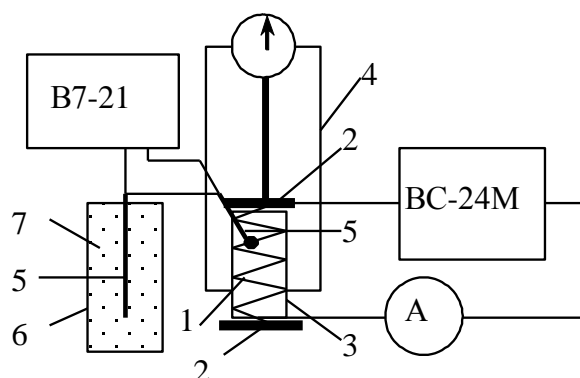


Рис.8.32. Блок-схема дослідної установки:

1 – досліджувана пластинка із ФС; 2 – опорні пластини; 3 – скляний циліндр; 4 – прилад ДП 6; 5 – термопары; 6 – термос; 7 – вода з льодом





Рис.8.33. Загальний вигляд дослідної установки

Діаметр циліндра перевищує ширину пластинки на 1 – 1,5 мм, що не дає змогу пластинці викривлятися відносно осі й не створює тертя між пластинкою й внутрішньою стінкою циліндра. Краї пластинки дотикались до передавачів тиску приладу ДП 6. За кімнатної температури сумішали край стрілки приладу з нульовою поділкою шкали. Попередньо шкалу приладу градуювали з використанням паспортизованих до цього приладу набору важків [177].

Температуру приводного елемента визначали за допомогою диференційної термопари хромель-алюмель. Один кінець термопари контактував з пластинкою із ФС, а вільний кінець знаходився при температурі 0 °С (у термосі, заповненому сумішшю води і льоду, що плавиться). Перед вимірюваннями термопару градуювали, розмістивши вимірювальний спай у посудину з гарячою водою. У цій же посудині знаходився рідинний термометр з ціною поділки 0,05 °С. Вимірювання показали, що покази термопари відповідають стандартному градуюванню за ГОСТ 3044 – 77 [174, 177]. ЕРС термопари вимірювали електронним вольтметром В7-21.

Краї пластинки були електрично ізольовані від приладу ДП 6. До країв пластинки прикріплені провідники для пропускання через неї електричного струму. Джерелом струму був пристрій ВС–24М. Струм вимірювався цифровим мультиметром DT 876 за шкалою максимального струму 20 А. Величину струму через пластинку встановлювали попередньо і перевіряли зміну температури пластинки та механічні зусилля, які вона розвиває. Після цього пластинку охолоджували до кімнатної температури і розпочинали вимірювання.

Густина струму, при якій проводили дослідження, становить 5 та 10 А/мм<sup>2</sup>. Ввімкнувши струм через пластинку, кожних 20 с вимірювали ерс термопари та зусилля, які створює пластинка. Кожен дослід при різних значеннях густини струму повторювали 5 разів.

Результати досліджень наведено в табл.8.9. Дослідження виконані для однієї пластинки та двох механічно роз'єднаних пластинок. За середніми значеннями температури та зусилля будували графіки залежності зусилля від температури пластинки (рис.8.34), відповідно для однієї та двох пластинок, та для різної густини струму.

Таблиця 8.9. Результати дослідження приводних елементів при прямому електронагріванні

№ виміру	Час	Одна пластинка, А/мм <sup>2</sup>				Дві пластинки, А/мм <sup>2</sup>			
		Густина струму 5		Густина струму 10		Густина струму 5		Густина струму 10	
		Температура, °С	Зусилля, Н	Температура, °С	Зусилля, Н	Температура, °С	Зусилля, Н	Температура, °С	Зусилля, Н
1	0	20	0	20	0	20	0	20	0
2	20	25	1,4	33	3,5	24	1,6	32	4,1
3	40	28	2,6	46	8,9	27	2,6	43	12,0
4	60	31	4,0	55	12,3	30	4,1	53	18,7
5	80	34	5,7	66	13,8	33	5,7	64	20,1
6	100	37	10,0	75	14,0	36	10,8	73	20,4
7	120	40	12,9	83	14,1	39	19,6	82	20,6
8	140	43	13,5	93	14,1	41	20,2	91	20,7
9	160	45	13,9	102	14,3	43	20,5	100	20,6
10	180	48	14,0	109	14,4	45	20,6	108	20,7

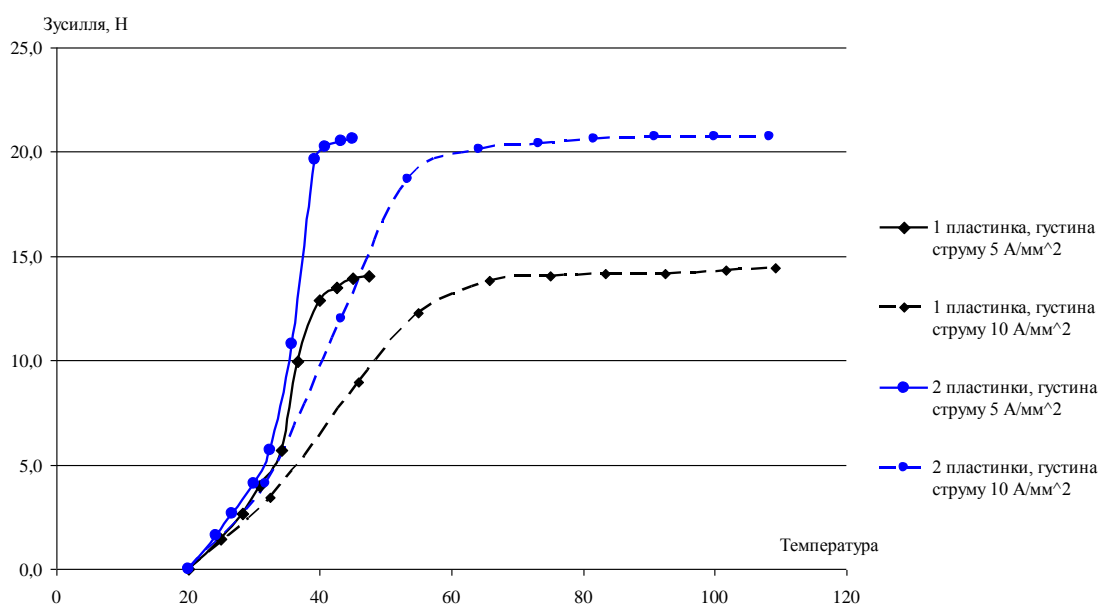


Рис.8.34. Залежність зусилля від температури для приводних елементів з ФС при прямому електронагріванні

Динаміку нагрівання приводного елемента наведено на рис.8.35.

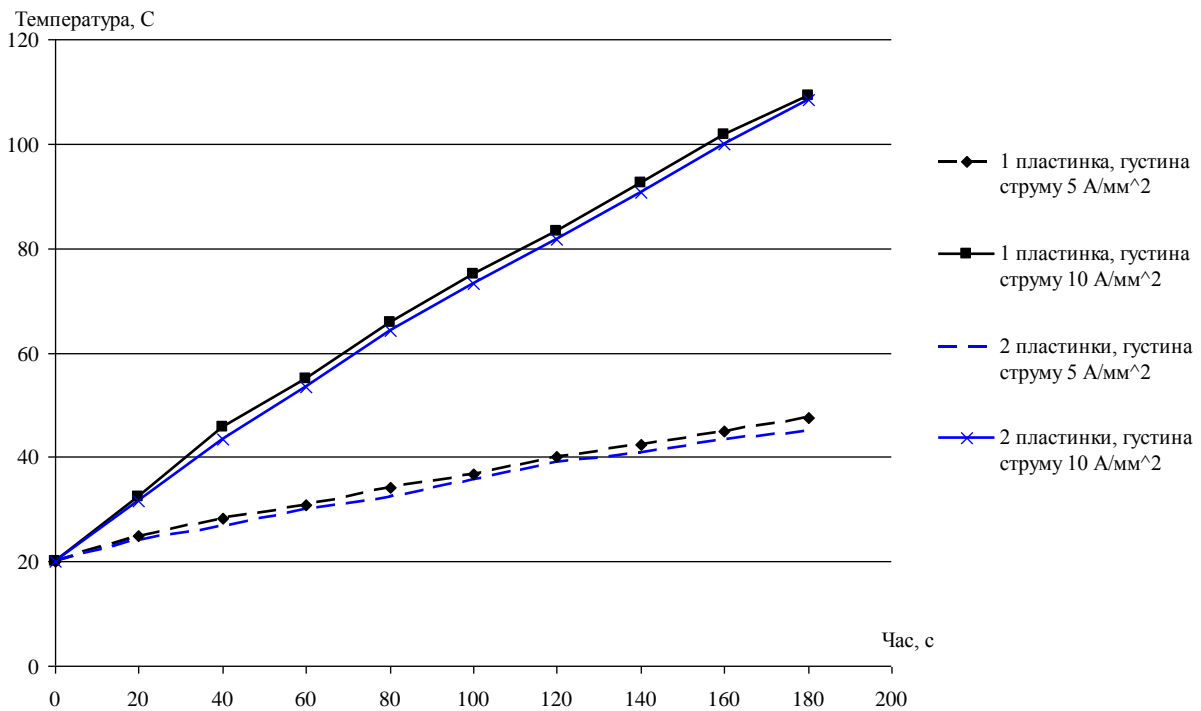


Рис.8.35. Зміна температури приводного елемента протягом часу нагрівання

Загалом, дані, отримані в результаті експериментальних досліджень приводних елементів при прямому електронагріванні, відповідають результатам комп'ютерного моделювання (рис.8.36).

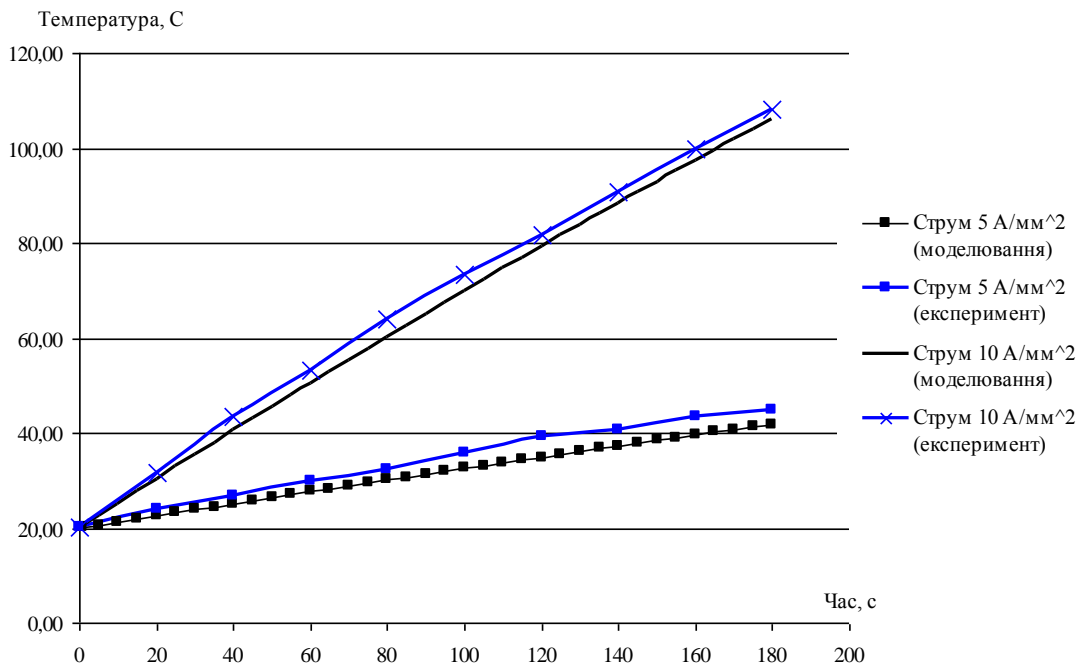


Рис.8.36. Зміна температури приводного елемента при нагріванні

Аналізуючи отримані графічні залежності, можна зробити наступні висновки:

– зусилля при збільшенні температури зростає нерівномірно. Максимально воно зростає, починаючи з температури початку відновлення форми ( $\theta_k$ ) до температури, що дорівнює  $2 \cdot \theta_k$ ;

– швидкість нагрівання збільшується при зростанні густини струму, тобто зменшується час нагрівання приводного елемента, але не збільшується генероване зусилля;

– залежність температури від часу нагрівання носить лінійний характер. При нагріванні температура двох пластинок дещо нижча за температуру однієї пластинки.

### 8.8. Експериментальні дослідження електротермомеханічного приводу

Виготовлений зразок електротермомеханічного приводу (рис.8.37.) системи природної вентиляції СЗГ експериментально досліджувався [178]. Метою дослідження було встановлення адекватності реальних показників приводу параметрам, отриманим аналітичним шляхом.

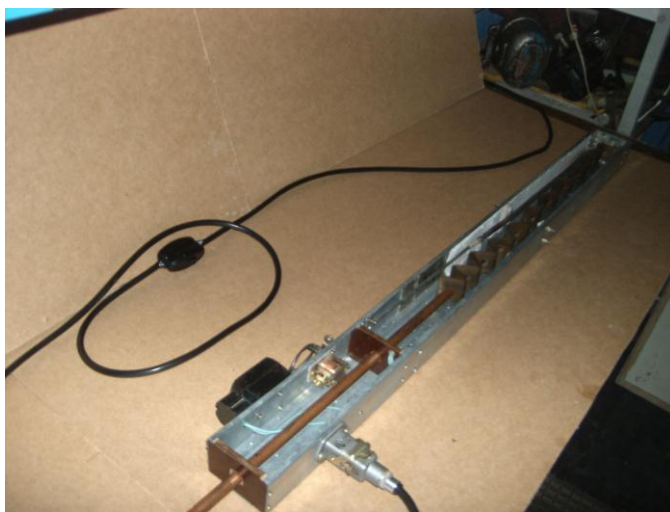


Рис.8.37. Електротермомеханічний привод на основі ФС

Основними показниками, що визначались при експериментальному дослідженні, були:

- 1) зусилля, створене приводом;
- 2) максимальний хід штока приводу при певному сталому навантаженні;
- 3) час роботи приводу (активація – робочий хід – охолодження);

Для визначення зусилля, створеного електротермомеханічним приводом, використано динамометр ДПУ– 0,1/2 (ГОСТ 13837– 68, граничне навантаження

100 кгс). Схему дослідної установки представлено на рис.8.38, а зовнішній вигляд – на рис.8.40. Привод 2 закріплено на нерухомій основі 1. Шток привода 3, через блок 4 тросиком з'єднано з динамометром 5.

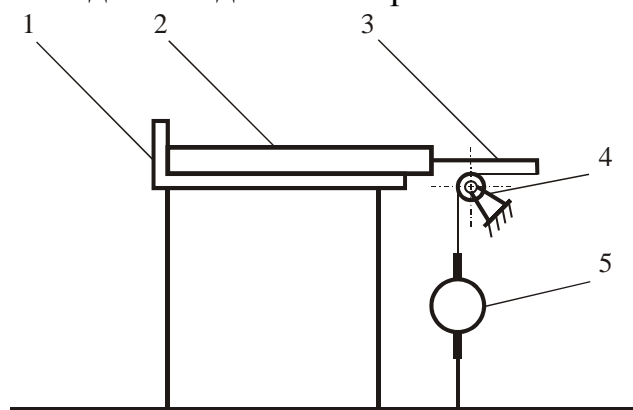


Рис.8.38. Схема дослідної установки для визначення зусилля приводу:  
1 – нерухома основа; 2 – електротермомеханічний привод із ФС; 3 – шток привода; 4 – блок; 5 – динамометр



Рис.8.39. Дослідна установка для визначення зусилля електротермомеханічного приводу

Дослід проводився таким чином. Електротермомеханічний привод активувався і починав розвивати зусилля, що відображалось на шкалі динамометра. Через 3 хв привод вимикався для запобігання перегріванню приводного елемента (пластин) з ФС. Під час проведення дослідження з інтервалом 30 с фіксувались зусилля та температура в корпусі приводу. Результати дослідів наведено в табл. 8.10.

Таблиця 8.10. Дослідження зусилля електротермомеханічного приводу

№ виміру	Час, с	Температура, °С						Зусилля, Н					
		№ досліду					Середнє	№ досліду					Середнє
		1	2	3	4	5		1	2	3	4	5	
1	0	20	21	21	20	20	0	25	27	26	25	25	6
2	0	33	32	30	31	32	2	48	50	52	49	50	0
3	0	44	41	41	42	43	2	75	73	70	75	72	3
4	0	52	50	49	52	50	1	288	275	283	285	277	82
5	20	59	58	57	57	56	7	360	350	345	354	340	50
6	50	62	62	61	62	60	1	420	425	423	425	427	24
7	80	65	67	63	64	65	5	462	450	465	458	455	58

Зміну зусилля та температури приводу в часі наведено на рис.8.40.

Як видно з результатів, при досягненні температури приводного елемента значення початку відновлення форми ( $\approx 37\text{--}45\text{ }^\circ\text{C}$ ) відбувається різке зростання генерованого зусилля. Потім воно стабілізується і при температурі  $65\text{ }^\circ\text{C}$  набуває максимального значення ( $\approx 458\text{ Н}$ ) для заданого часового проміжку (3 хв). Теоретичні розрахунки даного електротермомеханічного приводу дали значення максимального зусилля  $484\text{ Н}$ , що на  $5\%$  більше значення, отриманого експериментально. Отже, можна говорити про адекватність теоретичних залежностей.

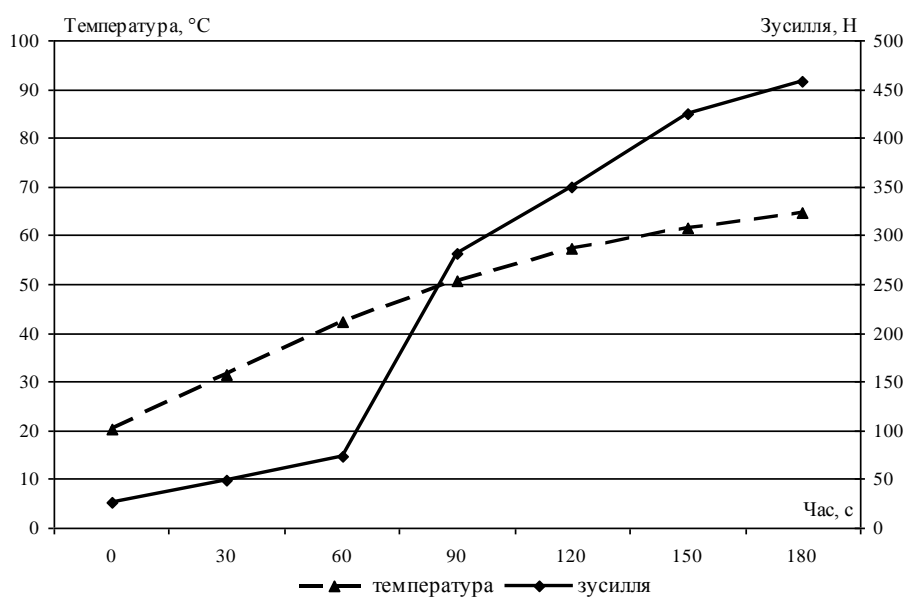


Рис.8.40. Зміна температури та зусилля протягом робочого циклу електротермомеханічного приводу

Важливою характеристикою приводу на основі ФС є не лише максимальна створене зусилля. Іноді більш важливим є можливість приводу розвивати однакове зусилля протягом певного переміщення штока. Тому досліджувалось максимальне переміщення штока при постійному навантаженні (час роботи приводу – 3 хв). Слід зазначити, що конструктивно максимальний хід штока становить 600 мм. Використана дослідна установка зображена на рис.8.41. та 8.42.

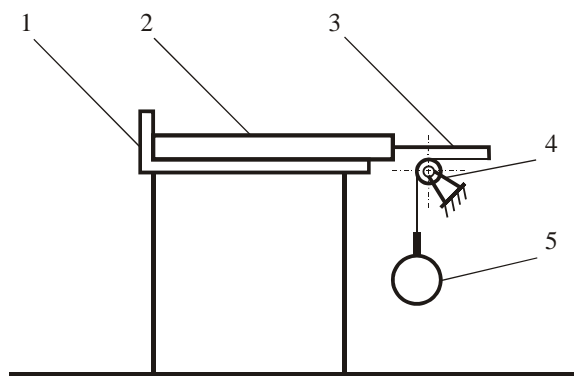


Рис.8.41. Схема дослідної установки для визначення переміщення штока приводу при постійному навантаженні:

1 – нерухома основа; 2 – електротермомеханічний привод; 3 – шток приводу; 4 – блок; 5 – навантаження



Рис.8.42. Дослідна установка для визначення переміщення штока приводу при постійному навантаженні

Результати дослідження наведено в табл. 8.12.

Таблиця 8.12. Максимальне переміщення штока при постійному навантаженні

Навантаження, Н	Переміщення, мм					
	№ виміру					Середнє
	1	2	3	4	5	
1	2	3	4	5	6	7
25	600	600	600	600	600	600
50	600	600	600	595	600	599
75	590	600	595	600	600	597
100	600	585	600	600	595	596
125	595	600	590	590	595	594
150	595	595	590	585	590	591
175	585	595	580	585	585	586
200	570	585	570	570	575	574
225	555	560	565	565	560	561
250	540	535	545	535	545	540
275	520	515	525	525	530	523
300	520	520	500	510	505	511
325	500	485	490	485	485	489
350	475	465	460	455	460	463
375	430	440	425	425	430	430

Графічну залежність переміщення штока приводу від постійного навантаження зображено на рис.8.43.

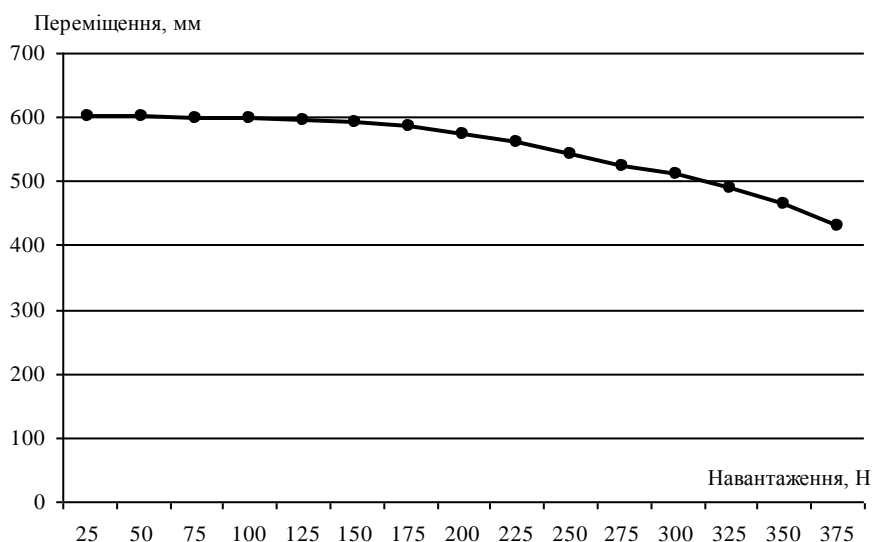


Рис.8.43. Залежність переміщення штока приводу від навантаження

Аналізуючи результати, можна зробити наступні висновки. При сталому навантаженні максимальне переміщення штока приводу варіюється від 100% (максимально можливий хід 600 мм) при зусиллі у 5% від максимуму до 72% (хід 430 мм) при зусиллі у 85% від максимуму. При проектуванні



електротермомеханічного приводу потрібно враховувати цю особливість з метою ефективного його використання для конкретних цілей.

Для розробки алгоритмів керування електротермомеханічним приводом важливим є хронометрування робочого процесу приводу. Так, були визначені час активації приводу (час нагрівання приводного елемента до температури початку відновлення форми), час робочого циклу (активація і робочий хід) та час охолодження приводу до температури навколишнього середовища. Результати досліджень з хронометрування наведено в табл. 8.13.

Встановлено, що час охолодження в середньому на 88% (на 150 с) більший за час робочого циклу приводу (рис.8.44). Отже, при розробці алгоритму функціонування електротермомеханічного приводу потрібно врахувати цю особливість, тобто забезпечувати необхідну витримку часу між вмиканнями приводу.

Таблиця 8.13. Хронометрування робочого процесу приводу

№ досліду	Час активації, с	Час робочого циклу, с	Час охолодження приводу, с
1	35	160	310
2	40	180	325
3	34	165	310
4	45	170	330
5	35	170	320
6	38	180	335
7	40	175	325
8	35	160	310
9	37	175	320
10	43	180	340
Середнє	38	172	323

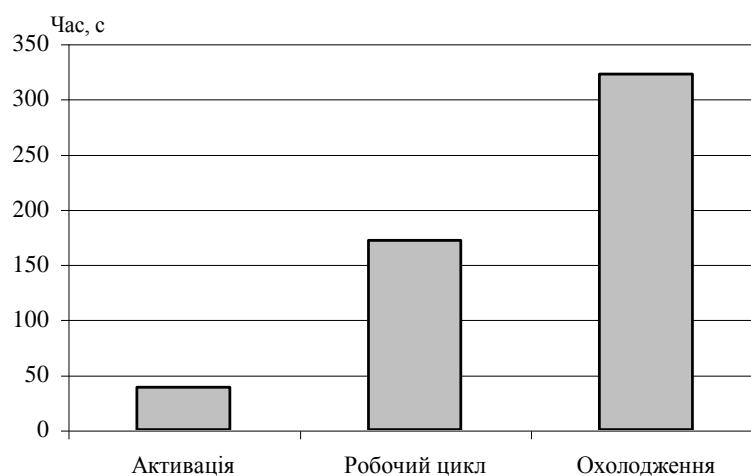


Рис.8.44. Хронометрування роботи приводу

Підсумовуючи результати експериментального дослідження електротермо-

механічного приводу на основі ФС, можна зробити наступні висновки:

- величина розвинутого приводом зусилля майже збігається (відхилення 5%) із значеннями, отриманими аналітичним шляхом, що свідчить про адекватність розробленої математичної моделі приводу;
- з метою ефективного використання приводу для конкретних цілей потрібно враховувати співвідношення зусилля та переміщення, що забезпечується електротермомеханічним приводом;
- при розробці алгоритму функціонування приводу для забезпечення надійності роботи необхідно враховувати дані, отримані при хронометруванні робочого процесу.

### 8.9. Виробничі випробування електротермомеханічного приводу

Найбільш достовірну інформацію при визначенні ефективності функціонування будь-якого технічного пристрою чи системи можна отримати у реальних умовах роботи, тобто на виробництві. Тому було проведено виробничі випробування електротермомеханічного приводу системи природної вентиляції споруди захищеного ґрунту.

Випробування виконувалося в тепличних господарствах Української науково-дослідної станції карантину рослин УААН (с. Бояни, Чернівецька область) та ботанічного саду Подільського державного аграрно-технічного університету (м. Кам'янець-Подільський). Привод був встановлений у теплиці і змінював положення вентиляційної фрамуги (рис.8.45).



Рис.8.45. Електротермомеханічний привод, встановлений у теплиці

При вмиканні привод відкриває фрамугу і фіксує її у відчиненому положенні. Потім вмикається фіксатор штока, фрамуга під дією власної ваги зачиняється, переводячи привод у початковий стан. Було виконано 50 робочих циклів приводу.

При проведенні виробничих випробувань зауважень до роботи приводу не було. Він працює чітко та надійно. Фіксація фрамуги можлива у будь-якому положенні (визначається кількістю фіксуючих отворів на штокоці приводу) і досить надійна. Результати проведення виробничих випробувань підтверджені відповідними актами (додаток А). Рекомендовано використання електротермомеханічних приводів у системах природної вентиляції теплиць і парників.

Електротермомеханічні приводи впроваджено в тепличному господарстві Української науково-дослідної станції карантину рослин НААН України.

## РОЗДІЛ 9. ТЕМПЕРАТУРНІ СПЛАВИ З ЕФЕКТОМ ПАМ'ЯТІ ФОРМИ

### 9.1. Високотемпературні сплави з ефектом пам'яті форми

#### 9.1.1. Загальний підхід до селекції ВСЕПФ

Аналіз ситуації для діапазону температур 700-750°C, проведений авторами [191], можна узагальнити, виходячи з рис. 9.1.

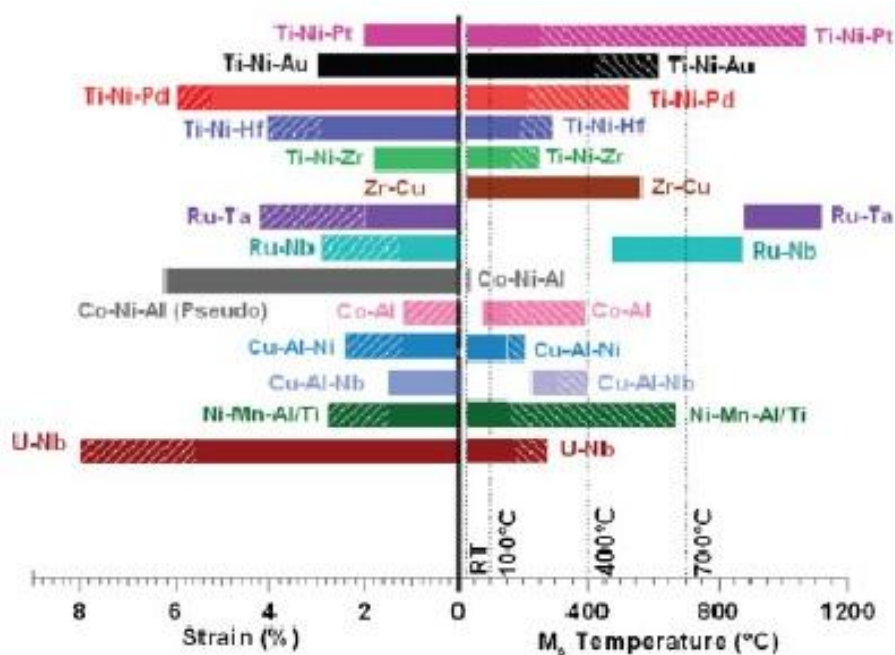


Рис. 9.1. Порівняння температур мартенситного перетворення і деформацій, пов'язаних з пам'яттю форми, для ВСЕПФ [191]

Видно, що при необхідності забезпечення відновлення форми в температурному інтервалі 700-750°C, автори [191] пропонують розглянути тільки три системи сплавів, а саме, на основі Ti-Pt, Ru-Nb та Ru-Ta. При цьому зворотні деформації в цих системах не перевищують 3 % (Рис. 9.1).

Двадцятилітній досвід досліджень ВСЕПФ, накопичений в колективі відділу фазових перетворень Інституту металофізики ім. Г.В. Курдюмова Національної академії наук України під керівництвом д.т.н., проф., чл.-кор. НАН України Ю.М. Коваля [189-190, 191-192] дозволяє суттєво доповнити перелік матеріалів, які можна розглядати в якості потенційних кандидатів на відновлення форми при ЕФП при температурах 700-750°C. В основі розгляду були покладені не тільки температури зворотного мартенситного перетворення (МП), але також їх величина, нормована на температуру плавлення даних інтерметалічних сполук (Табл. 9.1). З матеріалів досліджень, що проводились у відділі фазових перетворень ІМФ НАН України, слідує, що нормована

величина  $A_p/T_{пл}$  повинна бути мінімальною, оскільки вона відображує схильність матеріалу до пластичної деформації в температурному інтервалі прояву ЕПФ. Видно, що практично всі інтерметалічні сполуки, які можна використати в якості основи для матеріалу з температурою відновлення форми в інтервалі 700-750 °С, містять в своєму складі дорогоцінні метали і за температурами зворотного МП не цілком співпадають з необхідним інтервалом відновлення форми. Найбільш близькими до необхідних, за сукупністю розглянутих характеристик, є інтерметалічні сполуки HfIr, HfAu, Zr<sub>50</sub>Cu<sub>25</sub>Ni<sub>25</sub>, Zr<sub>50</sub>Co<sub>25</sub>Ni<sub>25</sub> (Табл. 9.1). Сполуки гафнію практично не досліджені і можуть бути розглянуті тільки у віддаленій перспективі. Сполуки цирконію Zr<sub>50</sub>Cu<sub>25</sub>Ni<sub>25</sub>, Zr<sub>50</sub>Co<sub>25</sub>Ni<sub>25</sub>, а також сплави на їх основі розроблені у відділі фазових перетворень ІМФ НАН України і є найбільш реалістичними кандидатами в якості матеріалу основи для сплаву з відновленням форми при температурах 700-750 °С.

Таблиця 9.1. Інтерметалічні сполуки, як основа для матеріалу з температурою відновлення форми в інтервалі 705-750°С

Інтерметалід	$A_p$ , К	$T_{пл}$ , К	$A_p/T_{пл}$
ZrAu	840	1848	0.45
ZrPd	1040	1870	0.56
ZrRh	840	2180	0.39
ZrPt	1860	2270	0.82
ZrIr	1150	2320	0.49
TiPd	850	1670	0.51
TiAu	800	1770	0.45
TiPt	1320	2130	0.62
TiRh	1550	2210	0.70
TiIr	1300	2400	0.54
Ti <sub>50</sub> Pt <sub>25</sub> Ir <sub>25</sub>	1400	2270	0.62
HfPd	930	1880	0.49
HfIr	970	2700	0.36
HfAu	970-1070	1690	0.57-0.63
TaRu	1370	2320	0.59
NbRu	1150	2215	0.52
<b>Zr<sub>50</sub>Cu<sub>25</sub>Ni<sub>25</sub></b>	<b>960</b>	<b>1370</b>	<b>0.70</b>
<b>Zr<sub>50</sub>Co<sub>25</sub>Ni<sub>25</sub></b>	<b>970</b>	<b>1510</b>	<b>0.64</b>

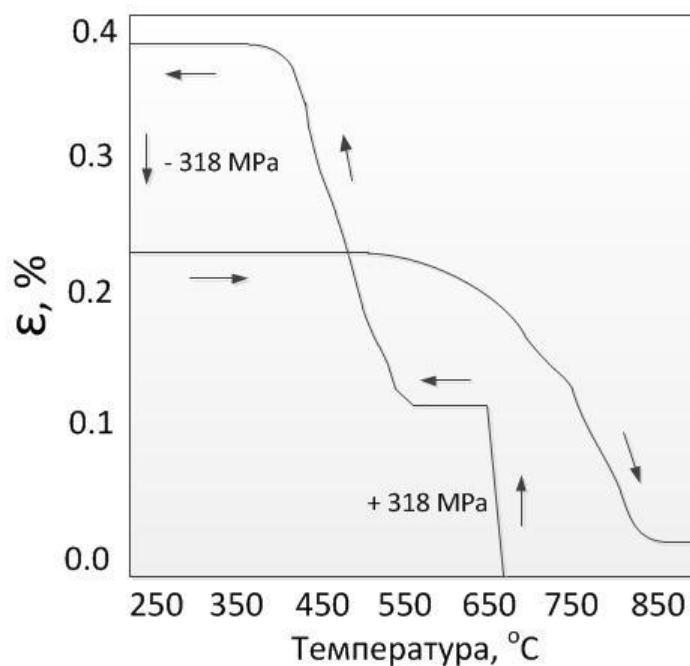


Рис. 9.2. Високотемпературний ЕПФ в інтерметаліді  $Zr_{50}Cu_{25}Ni_{25}$  [246]

Так, в інтерметаліді  $Zr_{50}Cu_{25}Ni_{25}$  відновлення форми проходить в температурному інтервалі 600 - 750°C як показано на Рис. 2. Схожі характеристики демонструє інтерметалід  $Zr_{50}Co_{25}Ni_{25}$  при температурному інтервалі відновлення форми 650 - 800°C [195]. Видно, що обом матеріалам потрібно доопрацювання (додаткове легування) для звуження інтервалу відновлення форми і його точної підгонки у потрібний температурний інтервал – 700 - 750°C. Ряд фундаментальних робіт, які було виконано в ІМФ НАН України [196,200-202], визначили фізичні засади такого легування і перспективи не тільки керування температурами відновлення форми, але і величиною відновлення форми через селекцію структури мартенситних фаз, які утворюються.

Більш детально розглянемо фізичні принципи легування високотемпературних сплавів з ефектом пам'яті форми на прикладі інтерметалічних сполук  $ZrCu$ .

### 9.1.2. Фізичні принципи легування ВСЕПФ

Квазібінарні інтерметалічні сполуки на основі  $ZrCu$  зазнають мартенситного перетворення (МП). Було показано, що в цих інтерметалідах реалізується 100% відновлення форми при ефекті пам'яті форми (ЕПФ) під час протікання МП з широким температурним гістерезисом: високотемпературна B2 фаза ↔ дві моноклінні фази, які належать  $Cm$  і  $P2_1/m$  просторовим групам. Було встановлено, що легування  $ZrCu$   $Ni$  і  $Ti$  приводить до зміни

характеристичних температур МП, і зміна температури  $M_n$  (початку прямого МП) якісно відповідає закономірності для  $M_{II}$ , запропонованій для сполук типу TiMe (Me-метал).

Сплави на основі ZrCu, леговані нікелем і титаном, виплавлялись із йодидних титану і цирконію та електролітичних міді і нікелю методом вакуумного дугового переплаву на мідному водоохолоджуваному піддоні в захисній атмосфері аргону з виливом у водоохолоджувану виливницю. Рентгенівська фотоелектронна спектроскопія (РФС) проводилася з застосуванням спектрометра VG Escalab 220i-XL (вакуум у аналітичній камері -  $10^{-8}$  Па). Використовувалось Al K $\alpha$  рентгенівське випромінювання (1486.6 еВ). Спектр валентної зони записувався в інтервалі завширшки 20 еВ. Зразки для РФС досліджень розпилялися попередньо іонним пучком аргону (3 кеВ, 0.1  $\mu$ А/мм<sup>2</sup>, 480 сек). Аналіз РФС спектрів валентної зони проводився з використанням PeakFit 4.06 (Voigt Amplitude) програмного забезпечення. Параметри ґратки аустенітної фази визначалися з використанням звичайної і високотемпературної рентгенівської дифрактометрії (Seifert 3003 ТТ, HDK 2.4, Cu-K $\alpha$ ) з наступною апроксимацією результатів вимірів по Нельсону-Райлі. Вимірювання магнітної сприйнятливості проводились при кімнатній температурі.

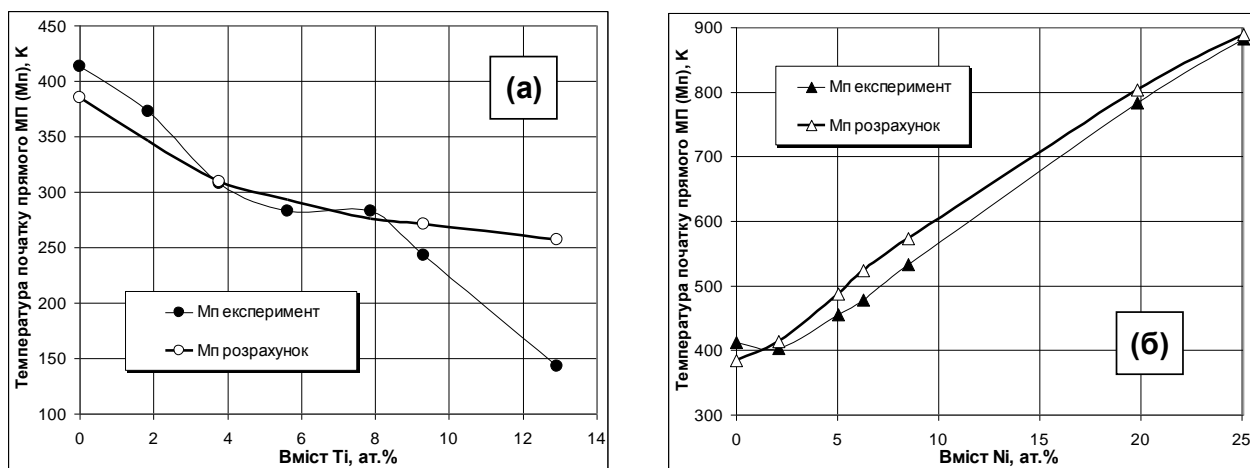


Рис. 9.3. Експериментальні і розрахункові значення  $M_{II}$  в залежності від добавок Ti замість Zr (а) і Ni замість Cu (б)

На Рис. 9.3 показано концентраційні залежності температури початку прямого мартенситного перетворення  $M_{II}$  при легуванні інтерметалічної сполуки ZrCu. В якості найбільш прийнятних легуючих елементів були вибрані нікель і титан. Титан вводився замість цирконію, оскільки він має ідентичну з цирконієм електронну концентрацію  $e/a$ , для виключного впливу на міжатомні

відстані у ZrCu. Навпаки, нікель вводився замість міді оскільки ми передбачали, що, при незначній відмінності у атомних радіусах,  $e/a$  буде змінюватися більш суттєво. Із Рис. 9.3 видно, що при добавках титану  $M_{II}$  знижується, в той час як при добавках нікелю  $M_{II}$  суттєво зростає.

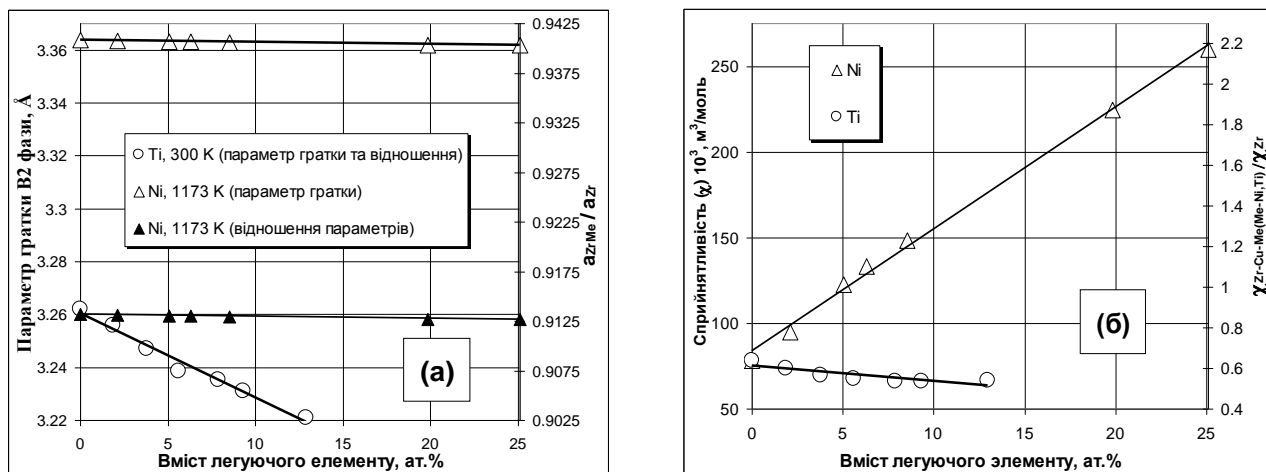


Рис. 9.4. Параметр ґратки B2 фази і  $a_{ZrMe}/a_{Zr}$  (а), а також парамагнітна сприйнятливість і  $\chi_{ZrMe}/\chi_{Zr}$  (б) в залежності від концентрації легуючих елементів у ZrCu

Відношення між параметрами ґратки високотемпературних фаз сполуки типу TiMe (B2) і чистого  $\beta$  титану входить до виразу для  $M_{II}$ . В нашому випадку ми розглянемо відношення між параметрами ґратки B2 фази сплавів на основі ZrCu і  $\beta$  фази чистого цирконію. Експериментальні результати показані на Рис. 9.4 а. Видно, що легування нікелем замість міді не приводить до суттєвих змін параметра ґратки B2 фази при 1173 К. Навпаки, заміна цирконія титаном приводить до лінійного зниження параметра ґратки B2 фази ( $a_{B2} = 3.260_3 - 3.2 \cdot 10^{-3} \cdot C_{Ti}$  Å,  $C_{Ti}$  - ат. %Ti). У випадку легування титаном ми використали параметр ґратки  $\beta$ -фази Zr при кімнатній температурі ( $a_{\beta}^{RT} = 3.5658_5$  Å) для визначення  $a_{(Zr,Ti)Cu}/a_{Zr}$ . У випадку легування нікелем параметр ґратки  $\beta$ -фази Zr для визначення  $a_{Zr(Cu,Ni)}/a_{Zr}$  було виміряно при 1173 К ( $a_{\beta}^{1173K} = 3.6835_3$  Å). Відношення параметрів ґратки B2 фази інтерметалідів на основі ZrCu і  $\beta$ -фази Zr складає біля 0.9 по величині (Рис. 9.4) і суттєвих змін при легуванні не відбувається. Тим не менш, в обох випадках легування має місце лінійна залежність параметра ґратки аустеніту від вмісту легуючого елемента.

Оскільки температури МП також лінійно залежать від вмісту легуючого елемента, то це означає, що на відміну від випадку інтерметалідів TiMe



(представлена Шабаловською параболічна залежність параметра ґратки B2 фази від  $M_{II}$ ), вираз для  $M_{II}$  в інтерметалідах типу ZrMe буде мати вигляд:

$$M_{II} = M_{II}(Zr) \times (a_{ZrMe, B2} / a_{Zr, OЦК}) \times (\Delta E / W_{Me}) \times [N_d(E_F)_{ZrMe} / N_d(E_F)_{Zr}],$$

де  $M_{II}(Zr) = 1136 K$ , це температура  $\beta > \alpha$  МП в чистому Zr;  $a$  – параметр ґратки B2 або  $\beta$  фази;  $\Delta E$  - зсув центру тяжіння піку густини електронних станів (e-DOS) у Me (Cu і Ni) в інтерметаліді порівняно з чистим металом;  $W_{Me}$  - ширина e-смуги Me у сполуці ZrMe,  $N_d(E_F)$  – густина d-електронних станів (d-DOS) на рівні Фермі  $E_F$ .

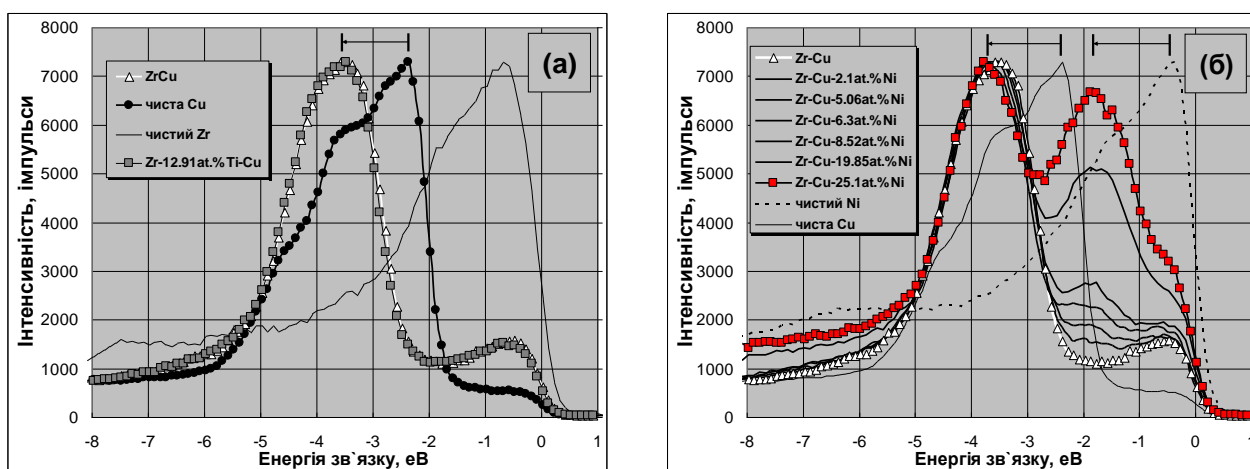


Рис. 9.5. РФС валентна зона ZrCu в порівнянні з чистими Cu і Zr при легуванні титаном (а) і нікелем (б); показано енергетичний зсув  $\Delta E$  в порівнянні зі спектрами чистих Cu і Ni

Оскільки ZrCu є парамагнетиком, то його магнітна сприйнятливість прямо пропорційна d-DOS Zr на рівні Фермі згідно виразу Стонера. Це означає, що ми можемо використати співвідношення сприйнятливості ZrMe і чистого Zr замість густин станів в рівнянні, наведеному вище. Результати вимірів магнітної сприйнятливості ( $\chi$ ) при кімнатній температурі показані на Рис. 9.4 б.

Видно, що легування Ti не змінює  $\chi$  суттєво, в той час як добавки Ni підвищують парамагнітну сприйнятливість ZrCu. Беручи до уваги магнітну сприйнятливість чистого Zr ( $120 \cdot 10^{-3} \text{ м}^3/\text{моль}$ ), маємо, що співвідношення  $\chi_{ZrMe}/\chi_{Zr}$  при добавках Ti дорівнює  $\sim 0.5$ , в той час як добавки Ni приводять до зростання цього співвідношення з  $\sim 0.5$  до  $\sim 2.2$ .

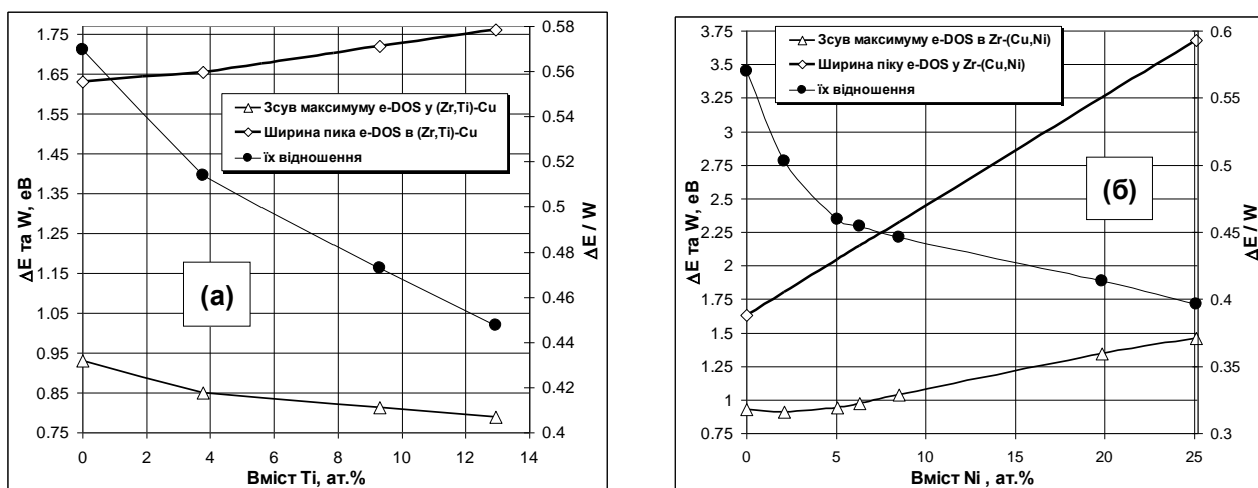


Рис. 9.6. Параметри валентної зони для ZrCu в залежності від добавок Ті замість Zr (а) і Ні замість Cu (б)

$\Delta E$  і  $W_{Me}$  були одержані з застосуванням РФС валентної зони квазібінарних інтерметалічних сполук на основі ZrCu. Результати наведені на Рис. 9.5-6. Видно, що для сполуки ZrCu (Рис. 9.5 а,б) зсув електронної смуги по відношенню до чистої міді складає 0.93 eВ, в той час як ширина смуги складає 1.6 eВ. Легування Ті практично не міняє РФС спектр валентної зони, хоча аналіз піків все ж виявив деякі зміни (Рис. 9.6 а). Легування Ні приводить до більш суттєвих змін валентної зони (Рис. 9.6 б). В додаток до основного піку у ZrCu (-3.5 eВ), додатковий пік з'являється поблизу рівня Фермі (біля -1.9 eВ) завдяки добавкам Ні. В цьому випадку, ми розглядали середнє значення  $\Delta E$ , яке брали, як узгоджений зсув центрів тяжіння піків РФС спектрів по відношенню до чистої Cu і чистого Ni, відповідно (Рис. 9.5 б).  $W_{Me}$  брався як зростаючий лінійно з 1.6 eВ у ZrCu до 3.25 eВ у Zr-(Cu-25.1 ат.% Ni) (ширина смуги бралася для обох піків разом (Рис. 9.5 б)). В результаті, ми одержали, що для випадків легування як Ті, так і Ні, відношення  $\Delta E/W_{Me}$  веде себе подібним чином, знижуючись з  $\sim 0.57$  до  $\sim 0.45$  (Рис. 9.6).

Врешті рещт, ми змогли вирахувати  $M_{II}$ , з використанням наведеного вище виразу для бінарного сполуки ZrCu і квазібінарних інтерметалідів на його основі, які містять Ті і Ні. Результати такого розрахунку, в порівнянні з експериментально виміряними величинами  $M_{II}$ , показані на Рис. 3. Спостерігається гарне співпадіння розрахунку з експериментом. У випадку легування Ні тільки відношення ( $\chi_{ZrMe}/\chi_{Zr}$ ), яке відображає зростання d-DOS Zr в силу їх перерозподілу із глибини валентної зони, визначає підвищення  $M_{II}$  або, по іншому, нестабільність високотемпературної В2 фази до мартенситного перетворення. У випадку легування Ті, зниження  $M_{II}$  визначається

співвідношенням  $\Delta E/W_{Me}$ , яке дає певне уявлення про міжатомну взаємодію в інтерметалідах.

Одержано добру погоджуваність між критичними температурами МП, розрахованими згідно моделі, яка використовує параметри кристалічної та електронної структури квазібінарних інтерметалідів на основі ZrCu, та експериментально одержаними їх значеннями.

Стабільність В2 фази до мартенситного перетворення еквіатомного сполуки ZrCu так же як і квазібінарних сполук (Zr,Ti)Cu суттєво залежить як від заповнення d-смуг і від зсуву електронної смуги  $\Delta E$ , яка визначає збільшення енергії зв'язку при утворенні такого інтерметаліду, так і від ширини цієї смуги  $W_{Me}$ , яка характеризує міжатомну взаємодію. У випадку легування Ti, відношення  $\Delta E/W_{Me}$  визначає зниження  $M_{П}$ .

У випадку легування Ni інтерметаліду ZrCu,  $M_{П}$  підвищується за рахунок росту густини d-станів на рівні Фермі.

Підсумовуючи вищесказане, слід зауважити, що запропонована залежність температур МП від характеристик кристалічної та електронної структури дозволяє «конструювання» складу ВСЕПФ з наперед заданими температурними характеристиками.

### 9.1.3. Визначення оптимальних умов накопичення і відновлення оборотних деформацій

Окрім визначення температурних параметрів пам'яті форми, надзвичайно важливим є така функціональна характеристика, як мартенситна деформація. У цьому розумінні є необхідним задати таку схему оброблення сплаву з пам'яттю форми, яка б забезпечила оптимальні умови накопичення і відновлення оборотних деформацій.

Визначення оптимальних умов накопичення і відновлення оборотних деформацій відпрацьовувалося на модельному сплаві – нікеліді титану. Відомо, що в нікеліді титану при різних термомеханічних обробках формується ультрадрібнозерниста структура. Утворення таких зерен структури на основі субмікрокристалічної (розмір зерен-субзерен 100-500нм) і нанокристалічною складових (нанозерна розміром 20-100нм) є результатом послідовної фрагментації при розвитку мікросмуг локалізації деформації. Нікелід титану з ультрадрібнозернистою структурою має підвищені межі плинності і міцності, що дозволяє підвищити ефективність використання даного функціонального матеріалу.

Даний розділ присвячено вивченню еволюції ультрадрібнозернистої структури, отриманої при термомеханічній обробці, в процесі подальшої

рекристалізації та зв'язку такої еволюції з величиною мартенситної деформації при ефекті пам'яті форми в нікеліді титану.

В якості об'єкта дослідження був обраний сплав складу Ti - 48.9 ат.% Ni, отриманий методом індукційного переплаву з використанням йодідного титану та електролітичного нікелю в тиглі з оксиду цирконію, стабілізованого оксидом ітрію, в атмосфері аргону, очищеного плавкою гетера, з наступним виливом у виливниці. Після виплавки сплав піддавали високотемпературній деформації вальцюванням на 80% при 900 °C.

Внутрішня структура сплаву в такому вихідному стані досліджувалася із застосуванням просвічуючої електронної мікроскопії (JEM 100 CX, 100 кВ). Результати наведені на рис. 9.7. Видно, що в початковому стані після високотемпературній деформації вальцюванням сплаву Ti - 48.9 ат.% Ni, має місце утворення субмікрокристаліної субструктури. Фрагменти такої структури мають розмір близько 100-800 нм, мають висококутові розорієнтації (рис. 9.7 а) і зовні нагадують мікросмуги локалізації деформації (рис. 9.7 б).

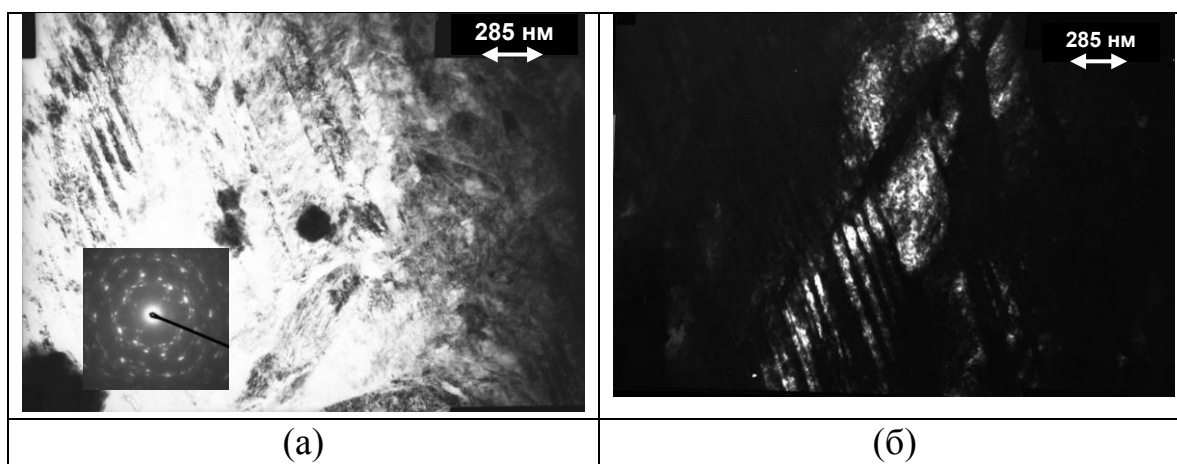


Рис. 9.7. Електронно-мікроскопічні зображення внутрішньої структури сплаву Ti - 48.9 ат.% Ni після високотемпературній деформації вальцюванням: а) світле поле і відповідна дифракція, б) темне поле

Для подальшої атестації структури сплаву Ti - 48.9 ат.% Ni був використаний рентгеноструктурний аналіз із застосуванням дифрактометра ДРОН-3М (40 кВ, 30 мА, Cu K $\alpha$ ) і обробкою даних рентгенівської дифракції за методом Рітвельда (PowderCell 2.4). Результуюча картина підгонки модельної дифракції під експериментальну в результаті аналізу за методом Рітвельда наведена на рис.9.8.

Видно добре узгодження розрахункової і експериментальної залежностей рентгенівської дифракції. Таке добре узгодження є результатом уточнення

вихідної моделі, що включає наявність двох фаз: B2 аустеніту і B19' мартенситної фази. Для початкового стану, після уточнення за методом Рітвельда, параметр ґратки B2 фази склав  $3.0261 \text{ \AA}$ , в той час як параметри ґратки B19' мартенситної фази, що відноситься до моноклінної сингонії і належить до  $P21/m$  просторової групи, склали  $a = 2.894_6 \text{ \AA}$ ,  $b = 4.131_5 \text{ \AA}$ ,  $c = 4.604_4 \text{ \AA}$ ,  $\beta = 97.2_6^\circ$ . Вдалося також встановити об'ємні частки присутніх у сплаві фаз, а саме, для B2 фази вона склала 31.2%, а для B19' мартенситної фази - 68.8%, відповідно. Також було проаналізовано розширення рентгенівських ліній для аустенітної фази і отриманий розмір фрагмента субструктури, який склав 300 нм, що добре узгоджується з даними, отриманими із застосуванням просвічуючої електронної мікроскопії.

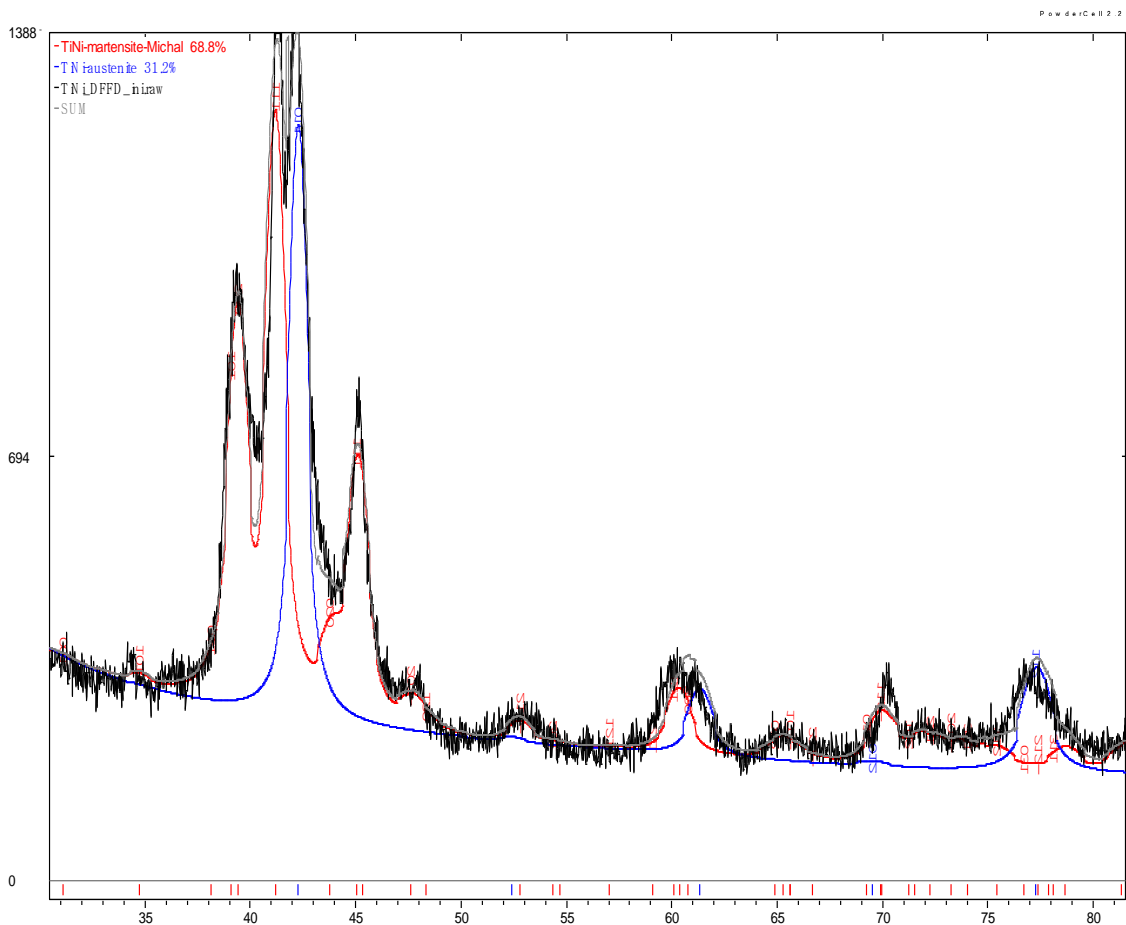


Рис. 9.8. Результат підгонки по методу Рітвельда модельної залежності інтенсивності відбивання від подвоєного кута відбиття до експериментальних даних для сплаву Ti - 48.9 ат.% Ni вихідному стані (чорна крива - експеримент, червона - B19', синя - B2)

Крім того, аналізувалися характеристики мартенситного перетворення (МП) та ефекту пам'яті форми (ЕПФ) з використанням диференціальної

скануючої калориметрії (DSC, TA Instruments 2920) і динамічного механічного аналізатора при 3-х точковому вигині (DMA, TA Instruments Q800), відповідно. Результати такого аналізу наведені на рис. 9.9.

Видно, що температури прямого МП, виміряні як за допомогою калориметрії (рис. 9.9 а), так і при вимірюванні ЕПФ (рис. 9.9 б), досить близькі за величиною і складають  $M_p = 60\text{ }^\circ\text{C}$ ,  $M_k = 40\text{ }^\circ\text{C}$ . Температури зворотного МП дещо відрізняються. Так, за даними калориметрії,  $A_p = 77\text{ }^\circ\text{C}$ , а  $A_k = 97\text{ }^\circ\text{C}$  (рис. 9.9 а). Температури відновлення форми при ЕПФ (рис. 9.9 б) дещо вищі  $A_p = 95\text{ }^\circ\text{C}$ ,  $A_k = 110\text{ }^\circ\text{C}$ , що може бути зумовлено протидією зовнішніх статичних напружень величиною 40 МПа.

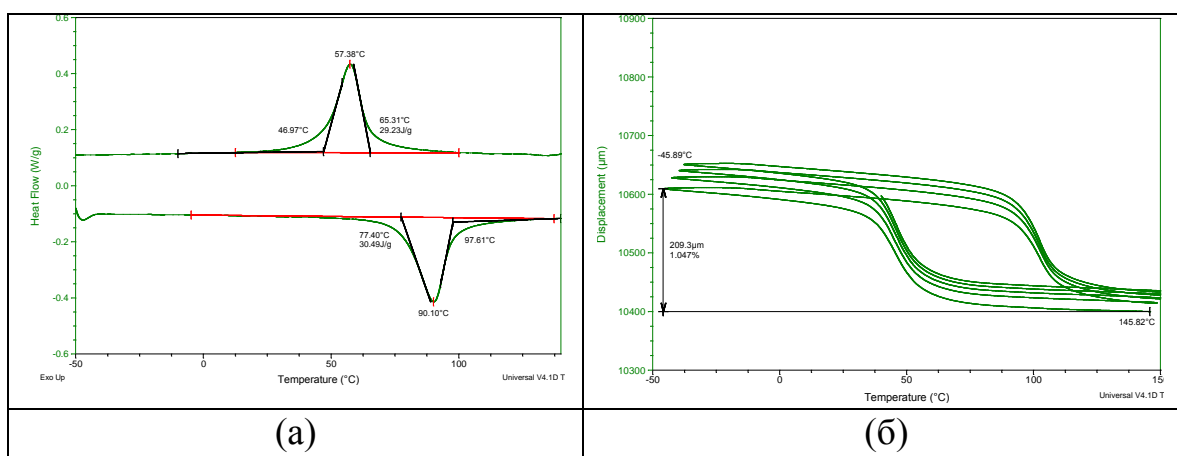


Рис. 9.9. Характеристики МП і ЕПФ для сплаву Ті - 48.9 ат.% Ні вихідному стані, визначені при калориметричних (а) і при статичних зовнішніх напруженнях 40 МПа за схемою 3-х точкового вигину (б)

Калориметричні дослідження також дозволили визначити теплоти прямого і зворотного МП, які склали  $Q^{A \rightarrow M} = 29.2\text{ Дж / г}$  і  $Q^{M \rightarrow A} = 30.5\text{ Дж / г}$  відповідно (рис. 9.9). Кількісне вимірювання ЕПФ при 3-х точковому вигині показало (рис. 9.9 б), що деформація, акумульована при охолодженні через інтервал прямого МП під дією статичного напруження 40 МПа, склала 1.05%. Подальший нагрів під статичним напруженням 40 МПа, дія якого не припинялося, призводить до відновлення форми по завершенні зворотного МП. Ступінь відновлення форми при цьому становила 95%. Еволюцію субструктури вивчали в залежності від часу відпалу при 300 °С. Така температура відпалу при достатній витримці не призводить до розпаду аустеніту. У всякому разі, проведені електронно-мікроскопічні та рентгеноструктурні дослідження ніяких ознак розпаду не виявили, проте зміни субструктури були виявлені вже після 10 хвилин відпалу. Так, візуалізація

мікроструктури показала (рис. 9.10), що на тлі фрагментів завбільшки 200-500 нм (рис. 9.10 а) вже стали з'являтися фрагменти величиною 20-50 нм. Тобто, в наявності подрібнення субзеренної структури.

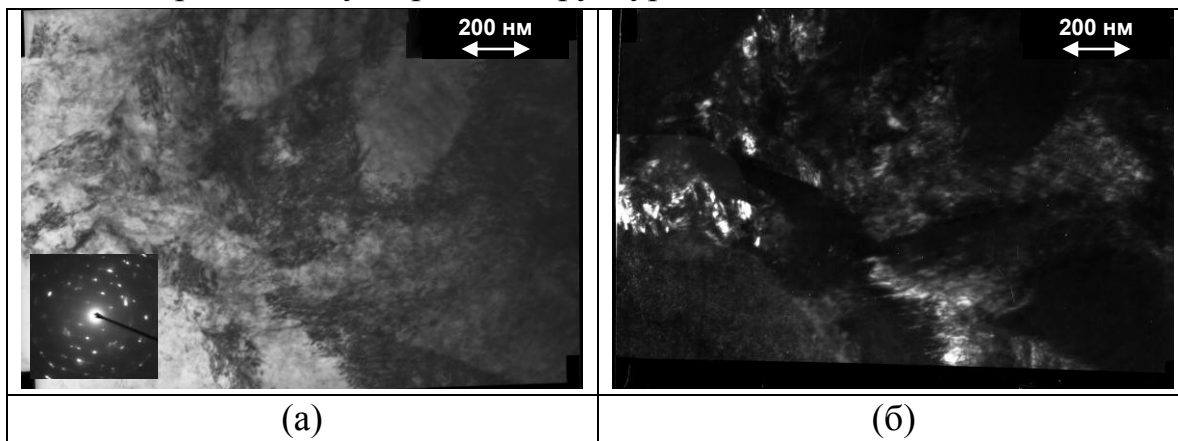


Рис. 9.10. Електронно-мікроскопічні зображення внутрішньої структури сплаву Ті - 48.9 ат.% Ні після високотемпературної деформації вальцюванням і подальшого відпалу при 300°C впродовж 10 хвилин: а) світле поле і відповідна дифракція, б) темне поле

На фоні такого подрібнення субзеренної структури було доцільно з'ясувати, які будуть характеристики МП і ЕПФ сплаву Ті – 48.9 ат.% Ні в такому стані. Результати досліджень цих характеристик приведені на рис.9.11.

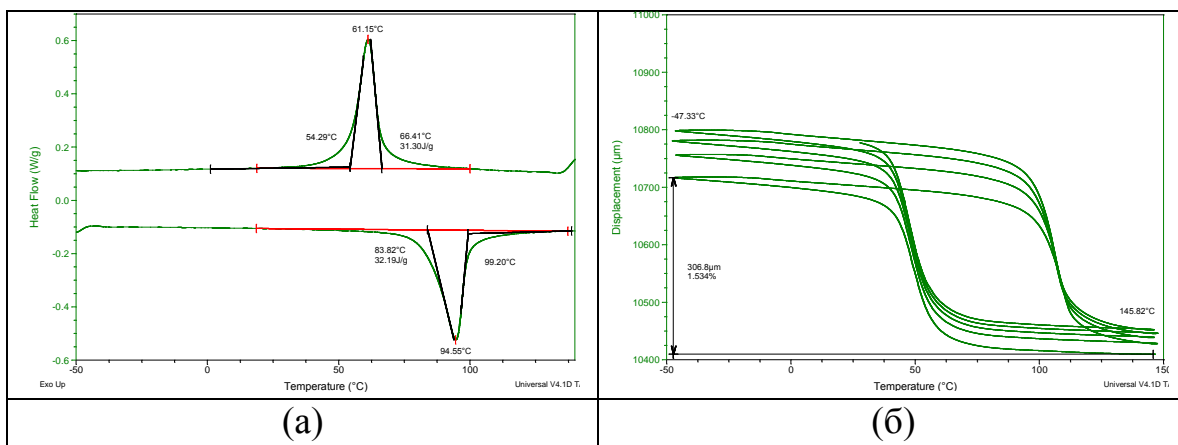


Рис. 9.11. Характеристики МП і ЕПФ для сплаву Ті - 48.9 ат.% Ні після високотемпературної деформації вальцюванням і подальшого відпалу при 300°C впродовж 10 хвилин, визначені при калориметричних (а) і при статичних зовнішніх напруженнях 40 МПа за схемою 3-х точкового вигину (б)

Видно, що характеристичні температури МП не зазнали істотних змін, в той час, як теплоти прямого і зворотного МП вирости за величиною і склали  $Q^{A \rightarrow M} = 31.3$  Дж/г і  $Q^{M \rightarrow A} = 32.2$  Дж/г відповідно (рис. 9.11 а). Серед

характеристик ЕПФ, мартенситна деформація, акумульована при охолодженні через інтервал прямого МП під дією статичного напруження 40 МПа, зазнала найбільших змін, а саме, виросла до 1.53% (рис. 9.11 б).

Потрібно відзначити, що збільшення часу відпалу призвело до подальшого збільшення теплоти як прямого, так і зворотного МП, що і показано на рис. 9.12 а. На цьому ж рисунку показано зміну об'ємної частки мартенситної фази.

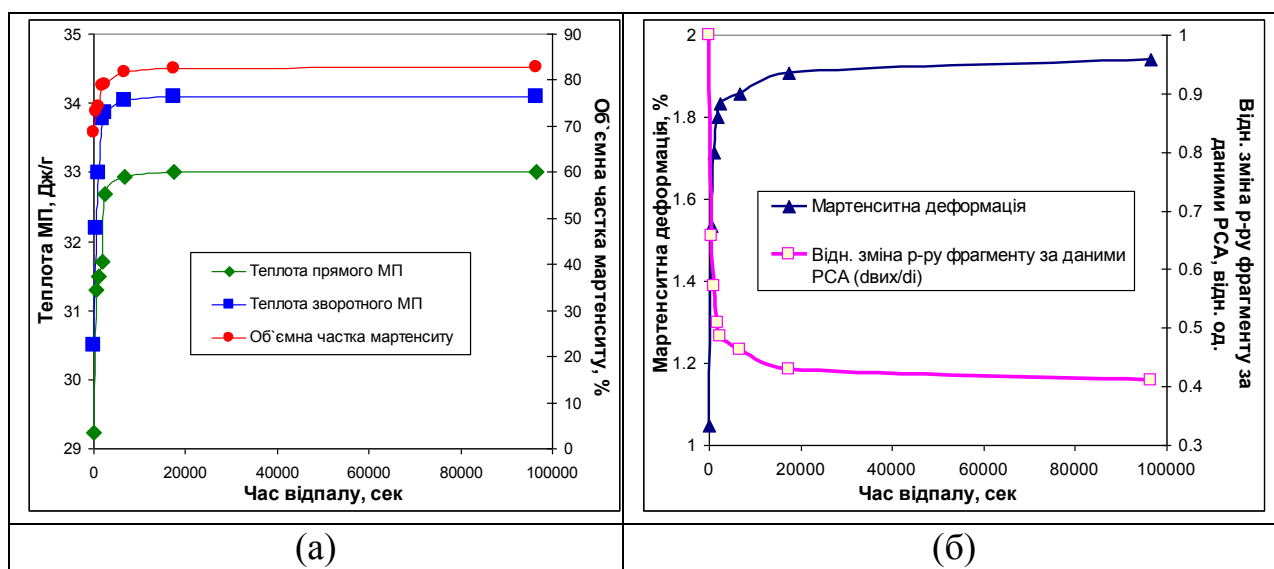


Рис. 9.12. Зміна теплоти прямого і зворотного МП, а також об'ємної частки мартенситу (а), мартенситних деформацій і зміна розміру фрагмента субструктури (б) залежності від часу відпалу при 300°C

Видно, що відпал при 300°C призводить до збільшення об'ємної частки мартенситної фази, що і повинно служити причиною зростання теплоти прямого і зворотного МП. Більш того, мартенситна деформація зростає із збільшенням часу відпалу при 300°C (рис. 9.12 б), причому зростання схоже зі зростанням об'ємної частки мартенситу і теплоти прямого і зворотного МП, показаних на рис. Рис. 9.12 а.

Якісна картина подрібнення субструктури, зафіксована за допомогою електронної мікроскопії (рис. 9.7, 9.10) була доповнена кількісними даними по зміні розміру фрагмента субструктури із застосуванням аналізу даних рентгенівської дифракції за методом Рітвельда. На рис. 9.12 б видно, що розмір фрагмента знижується зі збільшенням часу відпалу. Аналіз даних представлених на рис. 9.12, дозволили висунути припущення про можливу кореляції (анти-кореляції) мартенситної деформації з представленими на цьому



рисунку параметрами. На рис. 9.13 показані ці параметри залежності від мартенситної деформації.

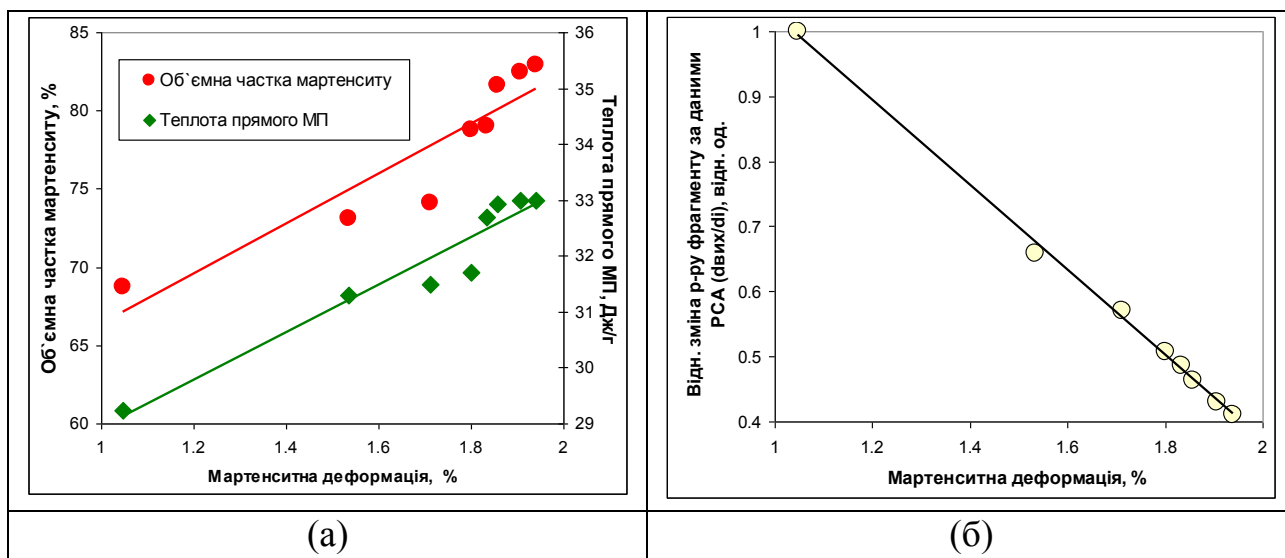


Рис. 9.13. Зміна теплоти прямого МП, об'ємної частки мартенситу (а), а також зміна розміру фрагмента субструктури (б) залежності від мартенситної деформації

На Рис.13 видно, що причиною зростання мартенситної деформації може служити не тільки зростання об'ємної частки мартенситу, який підтверджується зростанням теплоти МП (Рис. 9.13 а), але і подрібнення зерен-субзеренної структури. Якщо зростання мартенситної деформації із зростанням об'ємної частки мартенситу, що утворюється виглядає цілком логічно, то зв'язок її зі зменшенням розміру фрагмента аустеніту не такий очевидний. Однак якщо врахувати той факт, що величина мартенситної деформації прямо пропорційна відношенню довжини і ширини мартенситних кристалів, то стає очевидним, що при зниженні розміру фрагмента аустеніту, безсумнівно, виявляється вплив на згадане вище відношення. Встановлений зв'язок величини мартенситної деформації з подрібненням зерен-субзеренної структури вимагає подальших досліджень, проте, вже очевидно, що до такого подрібнення приводить низькотемпературний відпал нікеліду титану після високотемпературної деформації вальцюванням. Дана термообробка є перспективною не тільки в сенсі підвищення межі плинності (міцності) даного матеріалу, але й завдяки поліпшенню функціональних властивостей - збільшення оборотних деформацій.

#### 9.1.4. Вибір складів сплавів на основі інтерметалідів Zr і визначення параметрів МП для забезпечення високотемпературного ЕПФ

Для уточнення можливостей по досягненню температурного інтервалу відновлення форми 705-750 °С, було проведено попередній аналіз характеристичних температур мартенситного перетворення, що має місце в інтерметалічних сполуках цирконію. В якості робочого варіанту для експериментальної перевірки було прийнято наступне. Ресурс підвищення температур МП в інтерметалічних сполук ZrCu вичерпується 690°C для квазібінарного інтерметаліду  $Zr_{50}Cu_{25}Ni_{25}$  [192]. Досить відчутний прогрес у забезпеченні повного відновлення форми і прийнятних оборотних деформацій (близько 3%) шляхом складного легування з додаванням додатково кобальту та титану супроводжується, тим не менш, зниженням характеристичних температур МП [189,192,193,197]. Такий прогрес забезпечується, як зміцненням при легуванні титаном, так і змінами у фазовому складі в мартенситному стані при легуванні кобальтом [189,192,200]. Інтерметалічна сполука ZrCo не зазнає МП, однак, при добавках нікелю замість кобальту, МП починає мати місце і супроводжується ефектом пам'яті форми, як це показано нами в роботі [195]. У згаданій вище роботі, зокрема, показано, що для квазібінарних інтерметалідів на основі ZrCo ресурс підвищення температур МП вичерпується 700°C для квазібінарного інтерметаліду  $Zr_{50}Co_{25}Ni_{25}$  і ступінь відновлення форми при ЕПФ не перевищує 90%; добавки титану також знижують температури МП і суттєво покращують відновлення форми.

Зокрема, були проаналізовані температури початку зворотного мартенситного перетворення для інтерметалічних сполук 4-х систем: ZrNi-Fe-Ti, ZrNi-Cu-Ti, ZrNi-Cu-Co і ZrNi-Co-Ti.

Наші власні попередні дані для системи ZrNi-Fe-Ti наведено на рис. 9.14. Видно, що сумісний вплив заліза і титану на температуру початку зворотнього мартенситного перетворення носить неоднозначний характер.

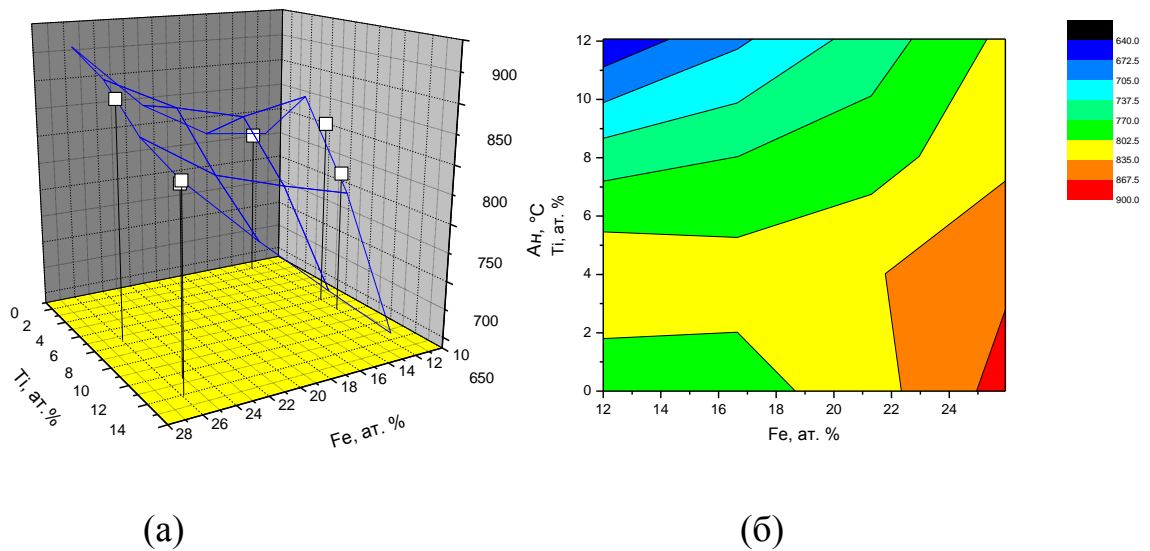


Рис. 9.14. Температура початку зворотного МП для системи ZrNi-Fe-Ti: (а) 3-х мірна апроксимація, (б) двовимірна топограма

Була зроблена спроба на основі даних, наведених на рис.14, виготовити сплави системи ZrNi-Fe-Ti з температурою початку зворотного мартенситного перетворення 700 °С. Три сплави вагою 30 г були виплавлені методом вакуумного дугового переплаву. Слід зазначити, що температури мартенситного перетворення для всіх 3-х сплавів виявилися значно вище 700°С. На рис. 9.15 наведено результати диференціальної скануючої калориметрії для одного з цих сплавів складу  $Zr_{45}Ni_{35.5}Fe_{12}Ti_{7.5}$ .

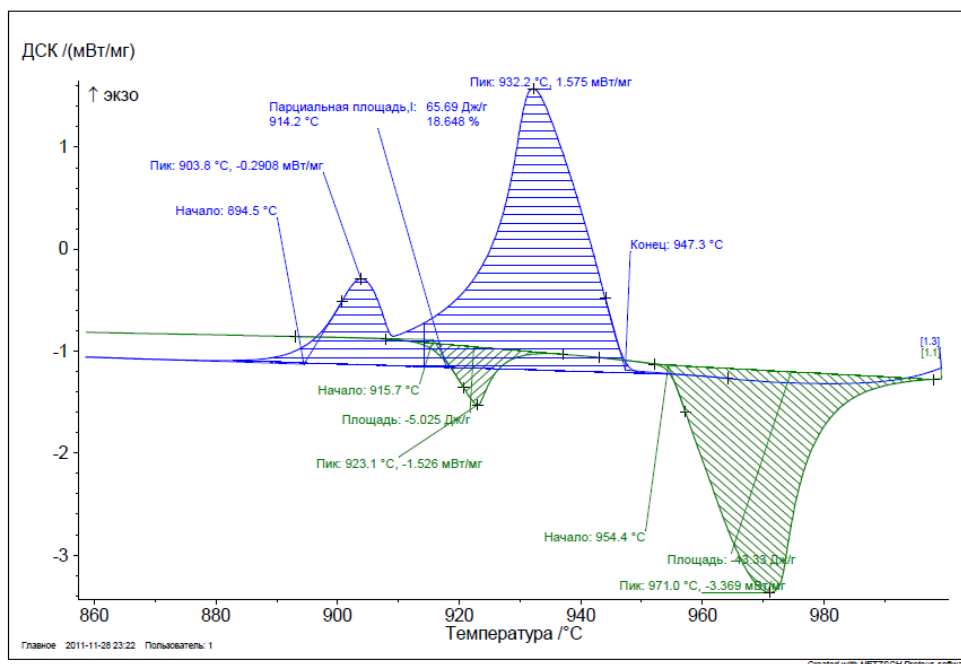


Рис. 9.15. ДСК для сплаву  $Zr_{45}Ni_{35.5}Fe_{12}Ti_{7.5}$

Видно, що хоча інтервал мартенситного перетворення досить вузький (не більше 40 ° С), проте спільне легування залізом (до 30 ат.%) та титаном (до 15 ат.%) не дозволило цілеспрямовано змінити температури мартенситного перетворення. Таким чином, хоча дана система сплавів і може розглядатися як перспективна, на даний момент ці сплави не готові до використання і потребують подальших досліджень. Система ZrNi-Cu-Ti вивчена нами найбільш досконало. Наші попередні дані дозволили здійснити 3-х мірну апроксимацію для залежності температури зворотного мартенситного перетворення  $A_p$  від вмісту міді і титану, що додаються до інтерметалідів ZrNi. На Рис. 9.16 показані така апроксимація і двовимірна топограма для визначення складів з температурою зворотного мартенситного перетворення 700 ° С.

На рис. 9.16 видно, що, в порівнянні з попередньою системою, керування температурами мартенситного перетворення для системи ZrNi-Cu-Ti можна здійснити досить надійно. Однак, температура зворотного мартенситного перетворення 700,°С для даної системи досяжна або при малих концентраціях титану (не більше 1-2 ат.%), або при практично повному видаленні зі сплаву міді.

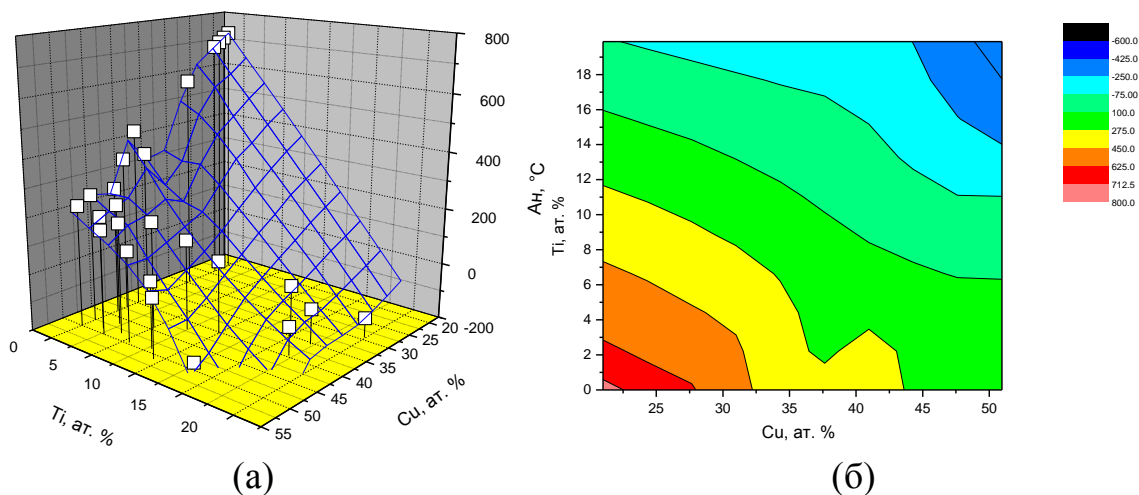


Рис. 9.16. Температура початку зворотного МП для системи ZrNi-Cu-Ti: (а) 3-х мірна апроксимація, (б) двовимірна топограма

Ні той, ні інший випадок не можуть бути використані для високотемпературного відновлення форми, оскільки малий вміст титану призводить до незадовільного відновлення форми, а малий вміст міді фактично приводить нас до потрійної системи Zr-Ni-Ti, яка також неефективна з причин, пов'язаних з виділеннями потрійного інтерметаліду, який пригнічує мартенситне перетворення та робить сплав крихким.

Система ZrNi-Co-Ti була до цього часу досліджена недостатньо. Навіть трьох-компонентний розріз  $Zr_{50}Co_{50-x}Ni_x$  все ще потребував додаткових досліджень. Так, починаючи з серії робіт Херріса із співавторами (див., наприклад [203]), звертає на себе увагу факт наявності мартенситного перетворення, яке має місце в інтерметалічних сполуках уздовж квазібінарного перетину  $Zr_{50}Co_{50-x}Ni_x$ . Бінарна сполука  $Zr_{50}Co_{50}$  має об'ємноцентровану кубічну структуру, впорядковану за типом B2, і не зазнає мартенситного перетворення при охолодженні аж до температури рідкого азоту. Заміщення нікелю кобальтом в кількості, що перевищує 10 ат.%, приводить до мартенситного перетворення B2 аустенітної фази. Характеристичні температури мартенситного перетворення при цьому підвищуються, проте, автори роботи [203] не змогли підтвердити наявності мартенситного перетворення при вмісті нікелю вище 20 ат.%. Продукт мартенситного перетворення, так само як і структура інтерметалідів із вмістом нікелю більше 20 ат.%, були ідентифіковані в роботі [203] як орторомбічна фаза, впорядкована за типом CrB (Bf або B33), по аналогії з кристалічною структурою бінарної сполуки  $Zr_{50}Ni_{50}$ , яке набуває такої орторомбічної структури при кристалізації. Мацуда із співавторами [204], при дослідженні мартенситу деформації у сполуці  $Zr_{50}Co_{36}Ni_{14}$ , підтвердили структуру мартенситу як орторомбічну і впорядковану за типом B33, встановили орієнтаційні співвідношення між аустенітною та мартенситною фазами. У роботі [205] було встановлено, що мартенситне перетворення в цих сполуках супроводжується ефектом пам'яті форми. Таким чином, багаті нікелем інтерметаліди  $Zr_{50}Co_{50-x}Ni_x$  можуть бути віднесені до таких перспективних функціональних матеріалів, як сплави з високотемпературним ефектом пам'яті форми [205]. Проте, до цих пір, характер фазових перетворень для квазібінарних інтерметалідів  $Zr_{50}Co_{50-x}Ni_x$  із вмістом нікелю вище 20 ат.% залишається нез'ясованим. Слід також відзначити, що аналіз результатів роботи [203] викликає сумнів в достовірності визначених в цій роботі параметрів структури B33 мартенситу. Самі автори визнають, що об'ємний ефект при мартенситному перетворенні складає по їх рентгеноструктурним даним близько 1% і тут же наводять дані ділатометрії із стрибком об'єму не більше 0.3%. Більш того, ділатометричні дані цієї роботи містять ознаки 2-х етапів зворотного мартенситного перетворення, проте, ні про яку додаткову мартенситну фазу не повідомлялося. Очевидно, що ні кристалічна структура, ні особливості фазових перетворень у інтерметалідах системи  $Zr_{50}Co_{50-x}Ni_x$  не отримали до цих пір достовірного опису.

Таким чином, однією з цілей даної роботи стало систематичне дослідження фазових перетворень у інтерметалідах системи  $Zr_{50}Co_{50-x}Ni_x$  з

використанням диференціального термічного аналізу, оптичної металографії і рентгеноструктурного аналізу.

Сплави системи Zr-Co-Ni виплавлялися з іодідного цирконію і електролітичного кобальту і нікелю методом вакуумної дугової переплавки на мідному водоохолоджуваному череню в атмосфері аргону з виливом у водоохолоджувану виливницю.

Оптична металографія здійснювалася з використанням мікроскопа Zeiss Axiovert 40 MAT в поляризованому світлі.

Диференціальний термічний аналіз ефектів плавлення і кристалізації проводився в температурному інтервалі 20÷1500°C з використанням установки ВДТА-8. Диференціальна скануюча калориметрія здійснювалася за допомогою калориметрів Netzsch 404 в інтервалі температур 100÷1000°C і TA 2920 в інтервалі температур -150÷450°C.

Рентгеноструктурний аналіз дифрактометричних даних (Seifert 3003 TT, Bruker D8, Cu-Ka) проводився шляхом уточнення по методу Рітвельда [259] з використанням програми Maud [260].

На рис. 9.17 наведені результати диференціального термічного аналізу для квазібінарного розрізу ZrCo-ZrNi, отримані при нагріві. Видно, що температури початку - закінчення плавлення плавно знижуються з 1588 – 1636 К в ZrCo до 1520 – 1535К в ZrNi. Методом ДТА на сплавах з вмістом 35 і 40 ат.% Ni вдалося встановити наявність додаткових теплових ефектів поблизу температур плавлення, які свідчать про перетворення в твердому стані. У інтервалі концентрацій 12-30 ат.% Ni за допомогою диференціальної скануючої калориметрії встановлені температури початку і закінчення фазових переходів, спостережуваних в твердому стані, які практично лінійно підвищуються від негативних температур до 1000÷1250 К із збільшенням змісту нікелю. Порівняння цих даних з температурами мартенситних перетворень, визначених в [195,203] різними методами, дозволило упевнитися, що нами були виміряні температури зворотного мартенситного перетворення. Слід також відзначити, що температурний інтервал зворотного мартенситного перетворення, будучи широким навіть при низьких температурах (150°К при 12 ат.% Ni), істотно розширюється при високих температурах (250°К при 30 ат.% Ni).

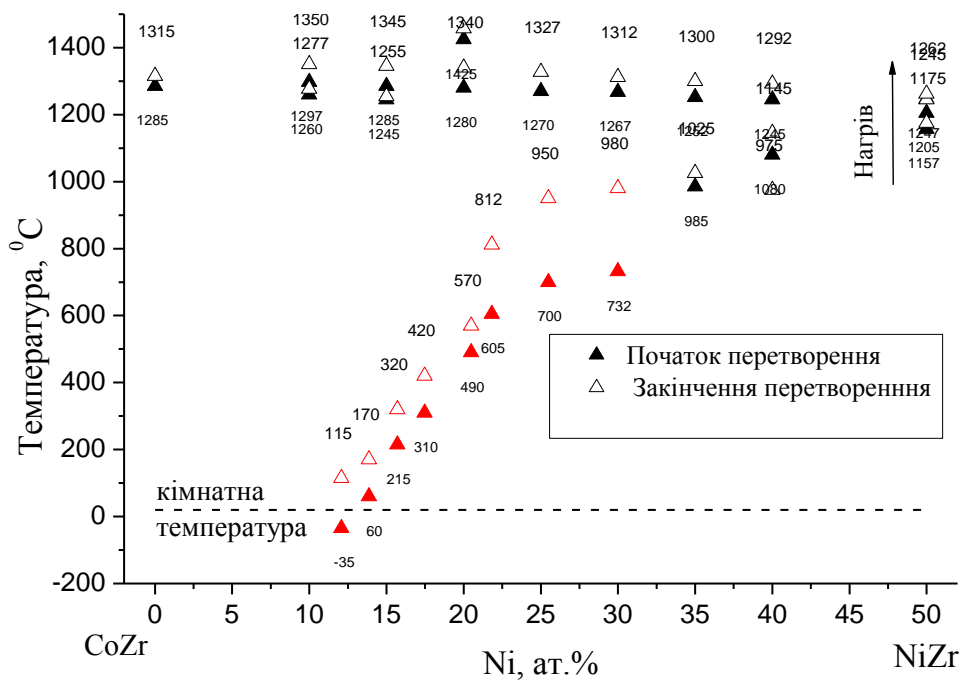


Рис. 9.17. Температури плавлення (ДТА) та температури фазових перетворень у твердому стані (ДСК) для інтерметалідів системи  $Zr_{50}Co_{50-x}Ni_x$  ( $0 < x < 50$ )

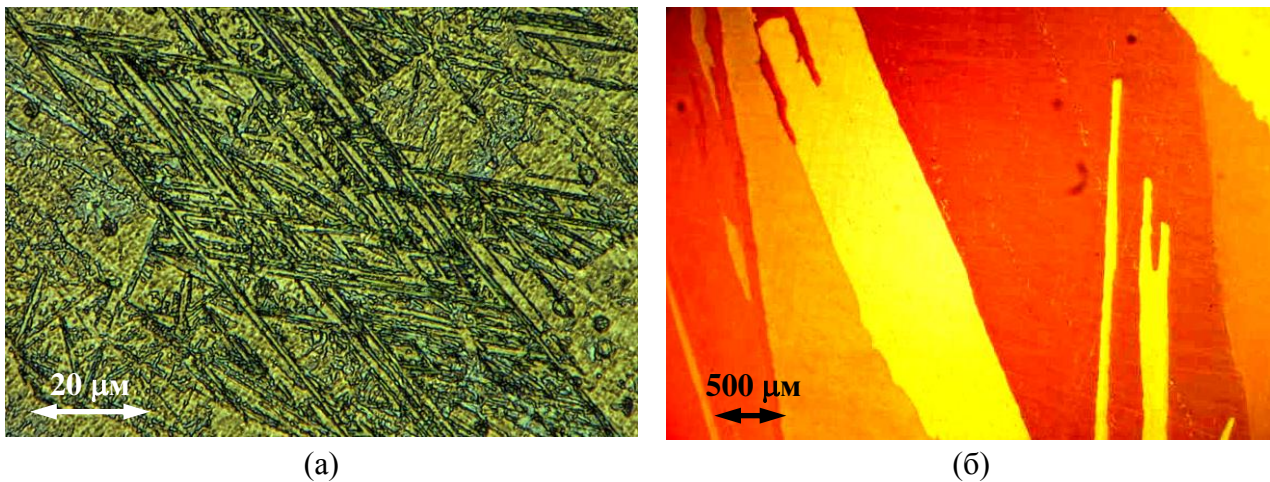


Рис. 9.18. Оптична металографія мартенситного стану для інтерметаліду  $Zr_{50}Ni_{30}Co_{20}$  (світле поле, травлення) та стабільної В33 фази, що утворилася дифузійним шляхом в інтерметаліді  $Zr_{50}Ni_{50}$  (поляризоване світло, полірована поверхня)

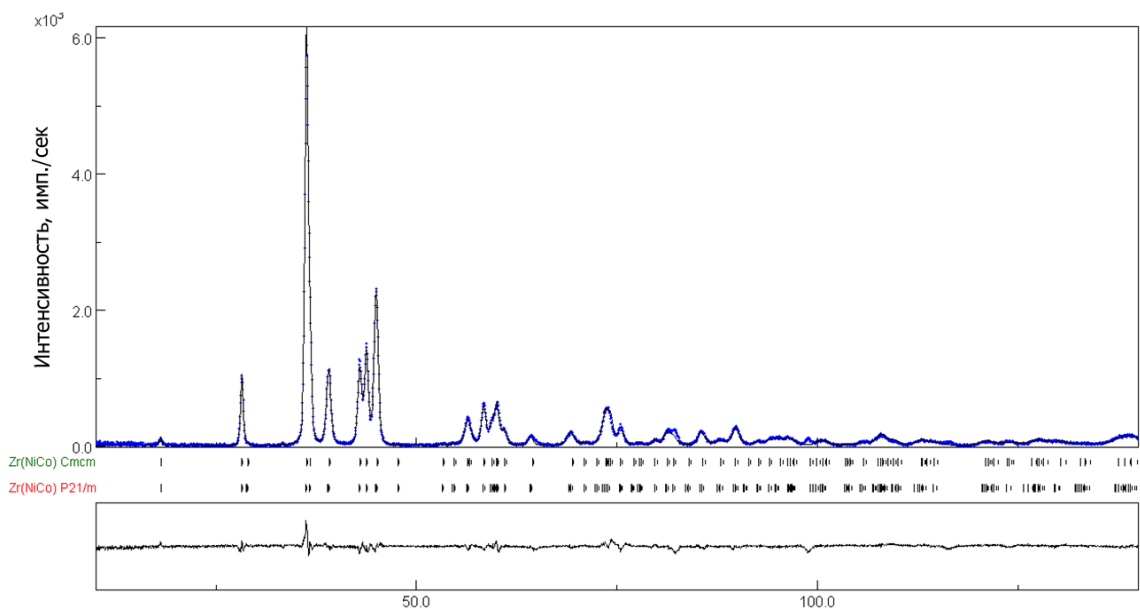
Результати оптичної металографії показали, що для інтерметалідів з низьким вмістом нікелю (0-12 ат.%) має місце наявність двох фаз, одна з яких утворилася по межах зерен інший (Рис. 9.18). При збільшенні змісту нікелю (12-30 ат.% Ni) всі зерна заповнені характерними пластинами мартенситу (Рис. 9.18 а), проте, в інтерметалідах, для яких зміст нікелю перевищує 30 ат.%,

мартенситних кристалів не спостерігається; видно гомогенну зеренну структуру, що містить незначну кількість виділень другої фази (Рис. 9.18 б).

Уточнення за методом Рітвельда даних рентгенівської дифрактометрії проводилося з використанням численних параметрів, включаючи: 1) фазові масштабні чинники і компоненти фону рентгенограми, 2) параметри ґрат, 3) відхилення нуля лічильника, 4) параметри профілю рентгенівської лінії і анізотропії мікронапруги і мікрореформацій [207] для обох фаз, 5) координати атомів в елементарній комірці і ізотропний тепловий параметр для всіх атомів. На рис. 9.19 і рис. 9.20, а також в табл. 9.2, показані результати такого уточнення. Слід зазначити, що для складу  $Zr_{50}Ni_{40}Co_{10}$  надійно встановлена наявність однієї В33 фази, проте, вже при зміні 30 ат.% нікелю спроба розшифрувати дифрактометричні дані з використанням однієї В33 фази успіхом не увінчалася, причому така ситуація мала місце для всіх складів аж до 15 ат.% нікелю. Зважаючи на результати роботи [203], було зроблено припущення про утворення ще однієї мартенситної фази аналогічно ситуації в інтерметалічній сполуці  $ZrCu$  [202], де продуктом мартенситного перетворення є два мартенсити, один з яких впорядкований за типом В19', а структура другого відноситься до просторової групи  $Cm$ . Порівняльний аналіз структури В33 і структур мартенситів, що утворюються в  $ZrCu$ , показав, що вони достатньо схожі і відрізняються незначними зсувами атомів. Після декількох спроб процедури уточнення по методу Рітвельда з використанням В33 структури і згаданих вище структур стало очевидним, що якнайкраща відповідність для всіх дифрактограм, отриманих на квазібінарних інтерметалідах  $Zr_{50}Co_{50-x}Ni_x$  при  $15 \text{ ат.}\% < x < 30 \text{ ат.}\%$ , досягається при залученні для розшифровки фаз В33 і В19'. Приклад результату такої розшифровки приведений на Рис. 9.19 для інтерметаліду  $Zr_{50}Ni_{25.5}Co_{24.5}$ . Очевидна хороша відповідність експериментальної та розрахованої дифракційних картин. Фактори надійності склали  $R_{wp}=16.3\%$ ,  $R_p=9.15\%$  при очікуваному  $R_{exp}=7.72\%$ . Кількісний фазовий аналіз показав, що при кімнатній температурі, після закінчення прямого МП, слідів залишкового аустеніту не спостерігається, а весь об'єм матеріалу зайнятий 60.25% В19' мартенситу і 39.75% В33 мартенситної фази (Табл. 9.2).

Параметри ґраток для мартенситних фаз (Табл. 9.2) міняються монотонно для В19' мартенситу (параметри  $a$  і  $c$  ростуть,  $\beta$  і кут моноклінності  $\beta$  знижуються) із збільшенням вмісту нікелю, тоді як параметри  $a$  і  $c$  В33 фази міняються немонотонно (параметр  $a$  проходить через мінімум, а  $c$  - через відповідний максимум; тільки параметр  $\beta$  неухильно росте).





**Кут відбиття  $2\theta$ , градуси**

Рис. 9.19. Результат уточнення рентгенівської дифракції за методом Рітвельда для сполуки  $Zr_{50}Ni_{25.5}Co_{24.5}$ . Вертикальні риси являють собою позиції Брегівських відбить для V19' та V33 мартенситних фаз. Точки відповідають експерименту; лінія відповідає розрахунку. Крива внизу відповідає різниці між експериментальними і розрахунковими значеннями. Показані фактори надійності. На вставках приведені об'ємна доля, координати атомів і параметри ґратки для кожній із фаз.

Таблиця 9.2. Параметри ґраток кристалічних структур та об'ємні частки різних фаз для інтерметалідів системи  $Zr_{50}Co_{50-x}Ni_x$  ( $0 < x < 50$ ), уточнені за методом Рітвельда

Тип	Простр. група	ат./яч.	ат. % Ni	Параметри ґратки				Об'ємна доля, %
				a, нм	b, нм	c, нм	$\beta$ , °	
B2	Pm3m (221)	2	10.24	0.3197 <sub>7</sub>	-	-	90	100
			12.08	0.3198 <sub>8</sub>	-	-	90	100
			15	0.319 <sub>9</sub>	-	-	90	31.6
B19'	P2 <sub>1</sub> /m (11)	4	15	0.3255 <sub>3</sub>	0.4155 <sub>1</sub>	0.5150 <sub>7</sub>	109.45	25
			15.7	0.3255 <sub>7</sub>	0.4155 <sub>0</sub>	0.5152 <sub>2</sub>	109.36	27
			17.47	0.3256 <sub>1</sub>	0.4154 <sub>9</sub>	0.5153 <sub>7</sub>	109.27	32.1
			20	0.3257 <sub>3</sub>	0.4147 <sub>7</sub>	0.5159 <sub>7</sub>	109.19	43.6
			22	0.3259 <sub>1</sub>	0.4141 <sub>5</sub>	0.5167 <sub>5</sub>	108.9	73
			25.5	0.3260 <sub>6</sub>	0.4131 <sub>2</sub>	0.5172 <sub>5</sub>	108.7	60.25
			30	0.3260 <sub>2</sub>	0.4114 <sub>9</sub>	0.5194 <sub>5</sub>	108.45	44.2
B33	Cmcm (63)	8	15	0.3246 <sub>0</sub>	0.9745 <sub>3</sub>	0.4144 <sub>8</sub>	90	43.4
			15.7	0.3241 <sub>8</sub>	0.9750 <sub>8</sub>	0.4150 <sub>4</sub>	90	73
			17.47	0.3238 <sub>4</sub>	0.9764 <sub>5</sub>	0.4153 <sub>4</sub>	90	67.9
			20	0.3230 <sub>1</sub>	0.9780 <sub>0</sub>	0.4160 <sub>5</sub>	90	56.4
			22	0.3227 <sub>3</sub>	0.9792 <sub>0</sub>	0.4163 <sub>5</sub>	90	27
			25.5	0.3227 <sub>8</sub>	0.9816 <sub>4</sub>	0.4159 <sub>0</sub>	90	39.75
			30	0.3225 <sub>8</sub>	0.9863 <sub>0</sub>	0.4152 <sub>5</sub>	90	55.8
			40	0.326 <sub>4</sub>	0.9927 <sub>0</sub>	0.4091 <sub>0</sub>	90	100

При вмісті нікелю 15 ат. % при кімнатній температурі окрім B33 і B19' мартенситних фаз виявлений B2 аустеніт (Табл. 9.2), що явилось результатом незакінченого мартенситного перетворення для завершення якого потрібне охолодження нижче кімнатної температури. Подальше зниження вмісту нікелю приводить до наявності при кімнатній температурі тільки B2 фази.

Перерахунок параметрів ґраток B2, B33 і B19' фаз в об'єм на атом показаний на Рис. 20. На цьому рисунку для порівняння приведені також дані для бінарних ZrCo [208] і ZrNi [209] разом з результатами роботи [203], автори якої виявили тільки B2 і B33 фази для сполук уздовж розрізу ZrCo - ZrNi. Видно, що, дійсно, за даними роботи [203] для сполуки  $Zr_{50}Co_{36}Ni_{14}$  об'ємний ефект складає близько 1%, що не відповідає даним дилатометрії тієї ж роботи [203] (0.3%), тоді як за нашими даними для сполуки близького складу  $Zr_{50}Co_{35}Ni_{15}$  цей об'ємний ефект в перерахунку на об'ємні долі обох мартенситних фаз, що утворюються, для  $B2 \leftrightarrow (B33 + B19')$  переходу складає близько 0.25%. Цей факт сам по собі говорить на користь зробленого

припущення про утворення двох фаз в процесі мартенситного перетворення. Більш того, якщо використовувати дані для об'єму на атом для бінарних сполук ZrCo [208] і ZrNi [209], то видно, що дані для фаз, отримані в справжній роботі, міняються монотонно і укладаються уздовж прямої лінії, що сполучає об'єми ZrCo і ZrNi у відмінності до результатів [203], де об'єм на атом міняється стрибком і слабо міняється при подальшому збільшенні вмісту нікелю.

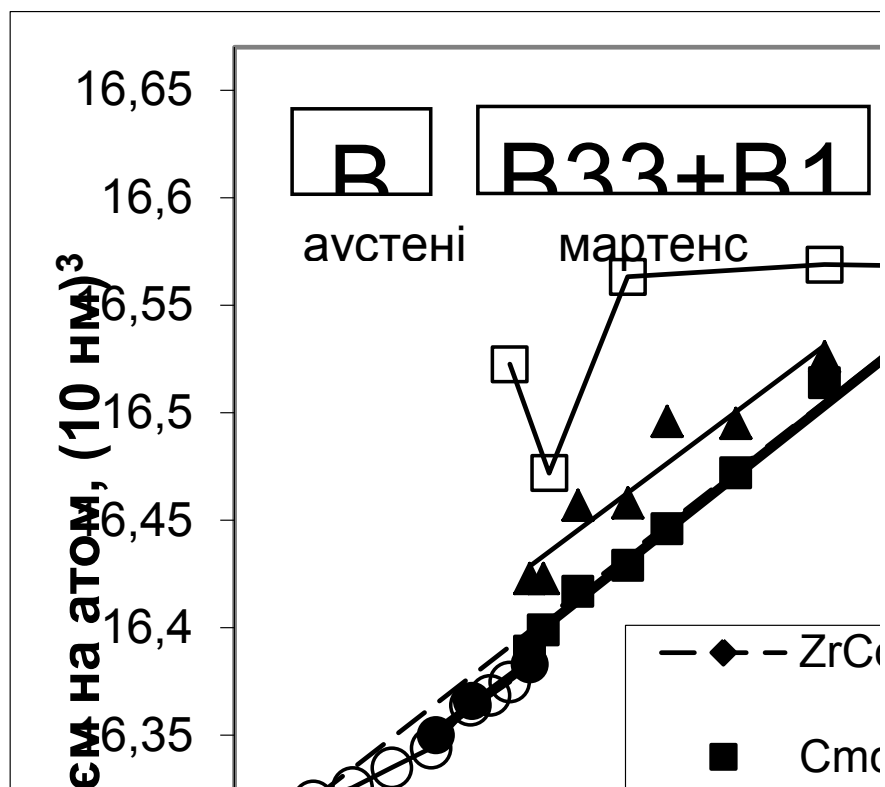


Рис. 9.20. Об'єм на атом в залежності від вмісту нікелю для різних фаз інтерметалідів  $\text{Zr}_{50}\text{Co}_{50-x}\text{Ni}_x$  ( $0 < x < 50$ )

Хотілося б відзначити, що нам вдалося виявити незвичайне фазоутворення вздовж розрізу ZrCo - ZrNi. Сполука ZrNi кристалізується (утворюється дифузійним шляхом) з утворенням фази B33. Заміщення нікелю кобальтом при концентраціях 30 ат. % нікелю призводить до кристалізації вже B2 фази, яка, в свою чергу, вже у твердому стані зазнає фазового переходу за мартенситним (бездифузійним) механізмом. Судячи з усього, складається ситуація про яку згадується в роботі [264], де зроблено наголос на тому, що при достатньо високих температурах дифузійні механізми цілком дозволяють досягати рівноважних станів, в той час, як при зниженні температури може виявитися, що часи для досягнення рівноваг дифузійним шляхом можуть стати астрономічними. В цих умовах і виникає можливість для бездифузійного перетворення перевести кристалічну решітку (в нашому випадку B2) в більш низько-енергетичний мартенситний стан.

Таким чином, вдалося показати, що, замінюючи нікель на кобальт в інтерметаліді  $ZrNi$ , можна регулювати температури мартенситного перетворення в досить широких межах, однак, у розглянутій потрійній системі вміст нікелю не повинен перевищувати 30 ат.%, оскільки для цих складів при температурах вище  $0.8T_{пл}$  мартенситне перетворення змінюється на дифузійне. Очевидно, що додаткове легування елементами аналогами цирконію, спрямоване на збільшення сил зв'язку в розглянутих інтерметалевих сполуках, повинно привести до підвищення температур плавлення і розширити, таким чином, наші можливості при регулюванні температур мартенситного перетворення. Також подібне легування здатне істотно поліпшити характеристики ефекту пам'яті форми за рахунок підвищеного опору пластичній деформації шляхом дислокаційного ковзання. З іншого боку, слід було також з'ясувати характер змін при комплексному легуванні інтерметалідів цирконію аналогами нікелю, такими як мідь і кобальт. Вплив такого комплексного легування не тільки на характеристики мартенситного перетворення, але й на характеристики ефекту пам'яті форми, було вивчено нами на 4-х компонентній системі  $Zr_{50}Cu_{25}Co_{25-x}Ni_x$ .

Результати вимірювання температур МП для системи  $Zr_{50}Cu_{25}Co_{25-x}Ni_x$  наведені на рис. 21. МП в цих сполуках протікає з широким температурним гістерезисом (рис. 9.22) за рахунок утворення і взаємодії двох мартенситних фаз, моноклінна структура яких відноситься до  $P2_1/m$  (упорядкування за типом  $B19'$ ) і  $Cm$  просторовим групам [212]. Заміна міді нікелем в  $ZrCu$  призводить до підвищення температур МП [245] і при стехіометрії  $Zr_2CuNi$  температура початку прямого мартенситного перетворення  $M_n$  зростає до 880 К у порівнянні з 410 К для еквіатомної сполуки при незмінно широкому гістерезисі МП  $\Delta T = 180$  К.

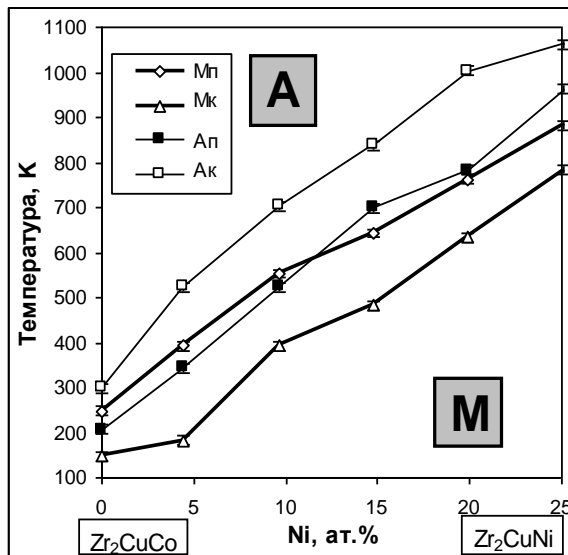


Рис. 9.21. Температури МП в залежності від вмісту Ni в сплавах  $Zr_{50}Cu_{25}Co_{25-x}Ni_x$

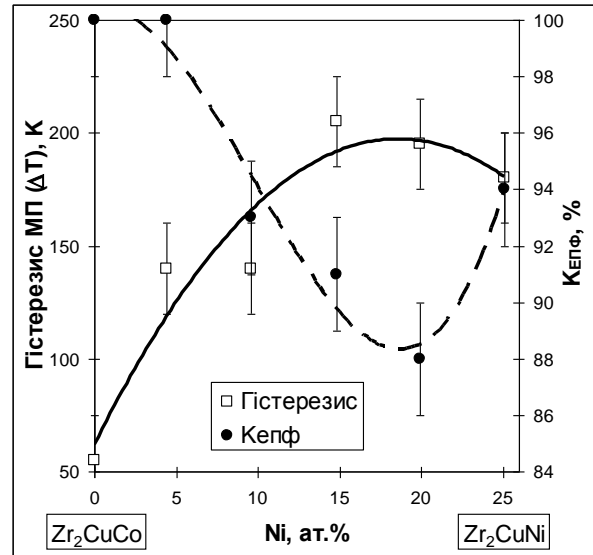


Рис. 9.22. Гістерезис МП і  $K_{EPФ}$  в залежності від вмісту Ni в сплавах  $Zr_{50}Cu_{25}Co_{25-x}Ni_x$

Заміна Ni на Co уздовж розрізу  $Zr_2CuNi-Zr_2CuCo$  призводить до пониження характеристичних температур ( $M_{П} = 250$  K) і гістерезису МП ( $\Delta T = 55$  K) для  $Zr_2CuCo$  (рис. 9.22). Необхідно відзначити, що петлі гістерезису МП (температурні залежності електроопору, модуля Юнга, гілки накопичення і відновлення форми при ЕПФ, дилатометрія) не виявляють чіткої двоетапності, незважаючи на утворення (зникнення) двох мартенситних фаз [193,194,212,213]. Тільки ретельний аналіз даних калориметрії та високотемпературної рентгенівської дифрактометрії для МП в  $ZrCu$  [213] дозволив розділити температурні інтервали  $B2 \leftrightarrow B19'$  і  $B2 \leftrightarrow Cm$  МП. Виявилось, що спочатку переважно утворюється  $B19'$  мартенсит, але відразу після перших його порцій проявляється друга мартенситна фаза. Пряме МП при охолодженні з аустенітної області розвивається шляхом спільного утворення обох фаз, причому  $B19'$  мартенсит (20% об'ємної частки по закінченні прямого МП) закінчує своє утворення раніше ніж  $Cm$  мартенсит, який в процесі завершення прямого МП заповнює собою решту обсягу матеріалу без явних (методом рентгеноструктурного аналізу) ознак залишкового  $B2$  аустеніту. Подальший нагрів приводить до зворотного МП, причому, як і у випадку прямого МП, першим починає зникати  $B19'$  мартенсит, а  $Cm$  зникає при дещо вищих температурах і саме його перехід в  $B2$  аустеніт завершує зворотне МП.

МП у  $Zr_2CuNi$  відбувається таким же чином при тій же об'ємній долі  $B19'$  мартенситу [194]. Ці факти свідчать про нетермоупружний характер МП у  $ZrCu$  і  $Zr_2CuNi$ . Дійсно, згідно Курдюмову і Хандросу [214], при термопружному МП мартенситні кристали, які утворились останні при прямому перетворенні,

зникають в першу чергу при зворотному переході. Для МП у  $ZrCu$  і  $Zr_2CuNi$  така черговість порушується, що, зокрема, і приводить до широкого гістерезису. Заміна нікелю кобальтом у  $Zr_2CuNi$  приводить до виключного утворення  $B19'$  мартенситу при МП у  $Zr_2CuCo$ .  $B2 \leftrightarrow B19'$  МП в цьому з'єднанні має всі риси термопружного, так же як і у випадку  $B2 \leftrightarrow B19'$  МП у  $TiNi$  [215] або високотемпературного  $B2 \leftrightarrow B19$  МП у  $TiPd$  [216]. Однією з таких рис є вузький температурний гістерезис МП. Ще однією рисою є той факт, що температура початку зворотного МП ( $A_{\Pi}$ ) нижче, ніж температура початку прямого ( $M_{\Pi}$ ). Така ситуація можлива в умовах суттєвого накопичення пружної енергії, яка стримує (затягує) протікання прямого МП шляхом встановлення термопружної рівноваги фаз. В цьому сенсі, МП у  $Zr_2CuCo$  подібно термопружним МП в сплавах на основі міді, де, як показано Тонгом і Вейманом [270], вплив накопичених при МП внутрішніх напружень особливо великий. У випадку ж  $ZrCu$  і  $Zr_2CuNi$ , пружна енергія, судячи з усього, витрачається на взаємодію між двома мартенситними фазами, які утворюються, і термопружної рівноваги фаз не спостерігається. Також видно, що  $A_{\Pi}$  нижче  $M_{\Pi}$  при складах до  $\sim 10$  ат. %  $Ni$  (Рис. 9.21). Подальше збільшення вмісту нікелю приводить до ситуації, коли  $A_{\Pi}$  стає вище  $M_{\Pi}$  і гістерезис суттєво зростає, проходячи через максимум при 15-20 ат.%  $Ni$  (Рис. 9.22). Можна зробити висновок, що для системи  $Zr_{50}Cu_{25}Co_{25-x}Ni_x$  при вмісті нікелю до 10 ат.% термічно індуковане МП має термопружний характер, в той час як при збільшенні вмісту нікелю очевидно нетермопружна поведінка МП.

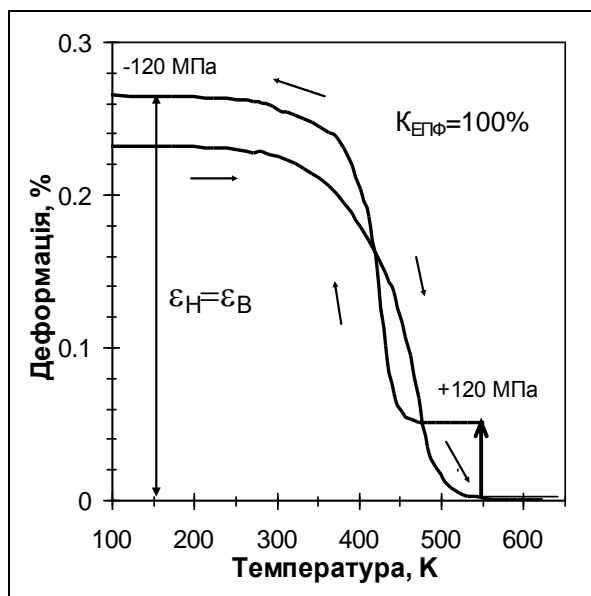


Рис. 9.23. ЕПФ при 3-х точковому згині для сплаву  $Zr - 25.2$  ат.%  $Cu - 20.31$  ат.%  $Co - 4.42$  ат.%  $Ni$

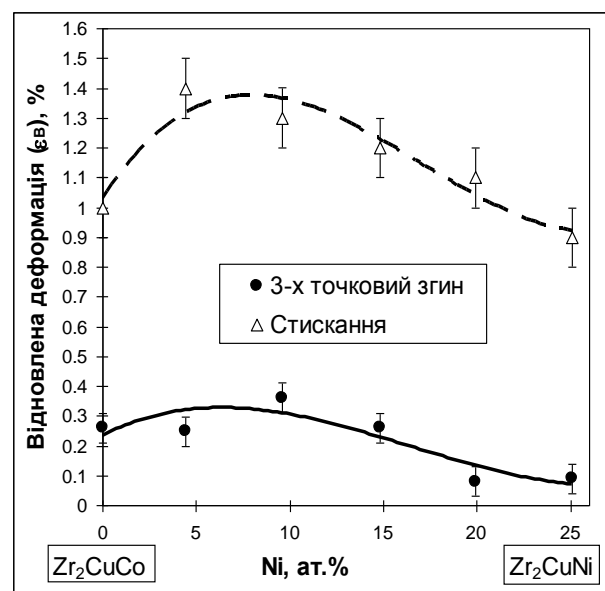


Рис. 9.24. Відновлена деформація в залежності від вмісту  $Ni$  в сплавах  $Zr_{50}Cu_{25}Co_{25-x}Ni_x$

Результати вимірів ЕПФ по методу трьохточкового згину приведені на Рис. 9.22, 9.23, 9.24. Особливості формозміни в даному експерименті для сплаву Zr – 25.2 at.% Cu - 20.31 at.%Co-4.42 at.%Ni показані на Рис. 9.23. Попередньо проводилося нагрівання ненавантаженого зразка вище температури завершення зворотного МП ( $A_K$ ), яка для даного матеріалу складала 520 К. При 550 К зразок навантажувався, при цьому зовнішні напруги склали 120 МПа. Після навантаження зразок охолоджувався під статичним навантаженням і при наближенні до 400 К починає з'являтися прогин, який відповідає початку прямого МП (Рис. 9.23). Деформація продовжує накопичуватись при охолодженні до 200 К і залишається незмінною при подальшому охолодженні до температури рідкого азоту. Така формозміна практично співпадає по температурному інтервалу з термічно індукованим, вільним від зовнішніх напруг, прямим МП і пов'язана з накопиченням мартенситної деформації. При температурі рідкого азоту зразок розвантажувався для наступного вільного від зовнішніх напруг відновлення форми при нагріванні. Видно (Рис. 9.23), що при нагріванні має місце відновлення форми в температурному інтервалі, який співпадає з інтервалом зворотного МП. Для даного випадку, накопичена деформація еквівалентна відновленій або, іншими словами, має місце повне відновлення форми. Після проведення таких експериментів для всіх досліджуваних сплавів була побудована концентраційна залежність ступеня відновлення форми  $K_{\text{ЕПФ}} = (\epsilon_B / \epsilon_H) 100\%$  ( $\epsilon_B$  – відновлена мартенситна деформація,  $\epsilon_H$  – накопичена мартенситна деформація), яка показана на Рис. 9.22. Видно, що для сполуки  $Zr_2CuCo$  форма відновлюється повністю, як і у випадку сплава Zr – 25.2 at.% Cu - 20.31 at.%Co-4.42 at.%Ni (Рис. 9.23). Однак, збільшення вмісту нікелю у системі  $Zr_{50}Cu_{25}Co_{25-x}Ni_x$  приводить до зниження ступеня відновлення форми, яке проходить через мінімум при 15-20 ат.% Ni і трошки зростає до 94% для сполуки  $Zr_2CuNi$  (Рис. 9.22). Очевидно, що найгірше відновлення форми має місце при найбільшому гістерезисі МП. Концентраційна залежність абсолютних величин відновлюваної деформації при вимірюванні ЕПФ по методу трьохточкового згину показана на Рис. 9.23. Видно, що ця залежність має максимум при 5-10 ат. % Ni. Вимірювання твердості по Вікерсу показало лінійну залежність твердості для квазібінарного розрізу  $Zr_2CuCo-Zr_2CuNi$  (Рис. 9.25). Заміна Co на Ni приводить до майже двократного збільшення твердості для  $Zr_2CuNi$  в порівнянні з  $Zr_2CuCo$ .

Деформаційна поведінка сплавів системи  $Zr_{50}Cu_{25}Co_{25-x}Ni_x$  при механічних випробуваннях на стиснення при кімнатній температурі показана на Рис. 9.26. Можна побачити, що межа плинності для сполуки  $Zr_2CuCo$ , яка складає 250 МПа, є значно нижчою, ніж для сполуки  $Zr_2CuNi$ , для якої межа плинності становить 770 МПа. Концентраційна залежність межі плинності приведена на

Рис. 9.25. Видно, що порівняно з твердістю має місце нелінійне, майже чотирьохкратне збільшення межі плинності. Необхідно також відзначити, що для всіх сплавів системи  $Zr_{50}Cu_{25}Co_{25-x}Ni_x$  спостерігається деформаційне зміцнення. Причому, якщо для  $Zr_2CuCo$  воно має лінійний характер, то при збільшенні вмісту нікелю лінійне зміцнення змінюється на параболічне, що особливо яскраво видно для випадку сполуки  $Zr_2CuNi$  (Рис. 9.26).

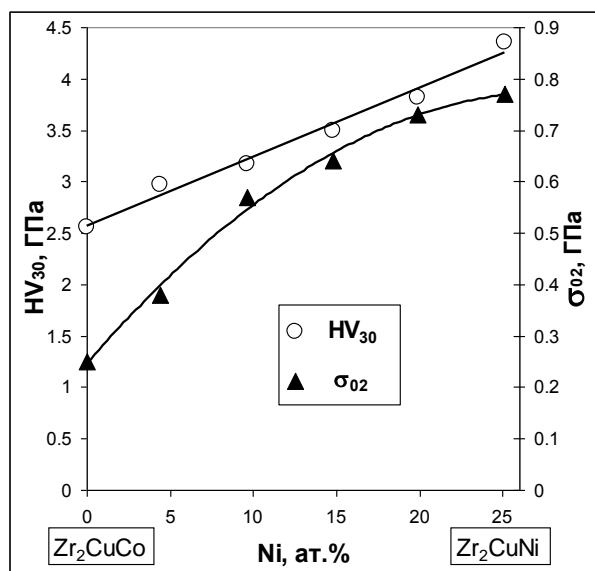


Рис. 9.25. Твердість по Вікерсу ( $HV_{30}$ ) і межа плинності ( $\sigma_{02}$ ) в залежності від вмісту Ni у сплавах  $Zr_{50}Cu_{25}Co_{25-x}Ni_x$

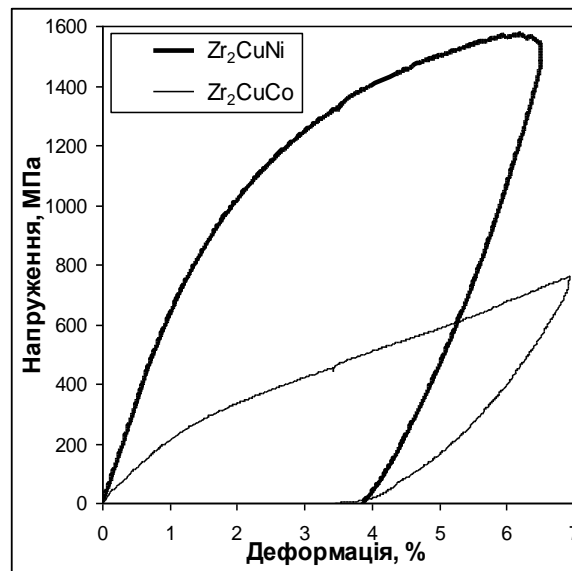


Рис. 9.26. Деформаційна поведінка сполук  $Zr_2CuNi$  і  $Zr_2CuCo$  (стиск при кімнатній температурі)

Таку суттєву зміну характеру деформаційного зміцнення можна пояснити, беручи до уваги фазовий склад сплавів при кімнатній температурі для системи  $Zr_{50}Cu_{25}Co_{25-x}Ni_x$ . В результаті аналізу Рис. 9.21 стає очевидним, що при кімнатній температурі при механічних випробуваннях  $Zr_2CuCo$  ми деформуємо B2 аустеніт з утворенням мартенситу деформації. У всіх інших випадках при кімнатній температурі деформується мартенситний стан. Таким чином, стає зрозумілим, що нелінійне збільшення межі плинності (Рис. 9.25) пов'язане не тільки з твердо розчинним зміцненням, але і зі зміною фазового складу при температурі деформування для системи  $Zr_{50}Cu_{25}Co_{25-x}Ni_x$  зі збільшенням кількості нікелю.

Розвантаження зразків при механічних випробуваннях на стиснення спричинює виникнення залишкової деформації 4 % для всіх досліджених сплавів (Рис. 9.26). У випадку  $Zr_2CuCo$  при розвантаженні має місце надпружне відновлення форми величиною близько 1 %. Після накопичення 4 % деформації зразки досліджувались в дилатометрі при нагріві до 1000 К. Величини



деформації, відновленої після такого нагріву, приведені на Рис. 9.24. Видно, що ступінь відновлення форми  $K_{EПФ}$  для цього випадку є значно нижчою, ніж після трьохточкового згину і складає всього 25-35 %, приймаючи до уваги ту обставину, що абсолютні величини деформації, відновленої при нагріві в дилатометрі, не перевищують 1.4 % (Рис. 9.24). В даному випадку (при експериментах на стиснення при кімнатній температурі) все свідчить про суттєву пластичну деформацію, яка супроводжує мартенситну. При вимірюванні ЕПФ методом трьохточкового згину накопичення мартенситної деформації практично не супроводжується пластичною, оскільки воно відбувається при протіканні прямого МП під статичним навантаженням 120 МПа. В таких умовах ми маємо мартенсит охолодження, орієнтований зовнішнім навантаженням, водночас при стисненні при кімнатній температурі утворюється мартенсит деформації і/або переорієнтований мартенсит, що вже утворився до деформації при охолодженні з аустенітної області. Незважаючи на суттєву різницю в режимах накопичення деформації перед відновленням форми і різницю в абсолютних величинах відновленої деформації, характер концентраційних залежностей відновлення форми показаний на Рис. 36, подібний до трьохточкового згину і стиснення. Відновлена деформація для досліджуваної системи  $Zr_{50}Cu_{25}Co_{25-x}Ni_x$  проходить через максимум при 5 ат. % Ni. Цей факт можна пояснити, приймаючи до уваги об'ємні долі мартенситних фаз, які утворюються при прямому МП для даної системи сплавів. Як показано в роботі [194], в сполучі  $Zr_2CuCo$  утворюється виключно  $B19'$  мартенсит. Збільшення вмісту нікелю до 15 ат.% вздовж квазібінарного розрізу  $Zr_2CuCo-Zr_2CuNi$  призводить до незначного збільшення вмісту  $Cm$  мартенситу (не більше 5 %, Рис. 9.27).

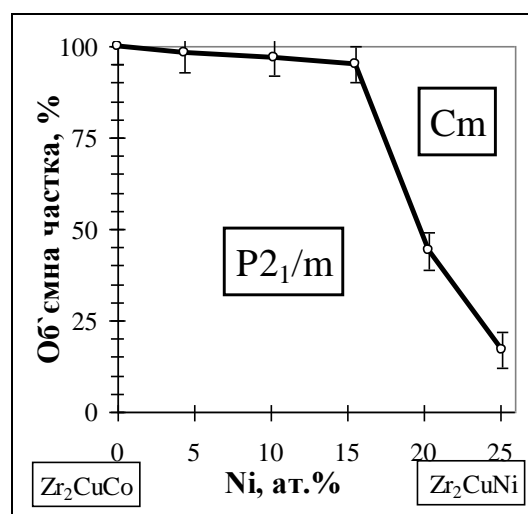


Рис. 9.27. Перерозподіл об'ємних часток мартенситних фаз, які утворюються при прямому МП, в залежності від вмісту Ni в сплавах  $Zr_{50}Cu_{25}Co_{25-x}Ni_x$  [243]

Подальше збільшення вмісту нікелю кардинально змінює фазовий склад: вже при 20 ат.% Ni об'ємна частка B19' мартенситу знижується до 45 % за рахунок додаткового утворення іншої мартенситної фази, а в Zr<sub>2</sub>CuNi після завершення прямого МП матеріал складається із 23 % B19' мартенситної фази та 77 % Cm мартенситу (Рис. 9.27). Таким чином, при 5 ат. % Ni твердо розчинне зміцнення призводить до підвищення межі плинності, в той же час як об'ємна частка другого типу мартенситу нехтовно мала і, як результат, відновлена деформація (Рис. 9.24) зростає порівняно з Zr<sub>2</sub>CuCo. Подальше збільшення об'ємної частки другого типу мартенситу обмежує взаємну рухливість кристалів різних мартенситних фаз при їх переорієнтації і призводить до більш суттєвої пластичної деформації. Це особливо яскраво проявляється для концентраційного інтервалу 15-20 ат.% Ni, для якого має місце максимум гістерезису МП, що співпадає з мінімумом ступеня відновлення форми (Рис. 9.22). В цьому ж інтервалі об'ємні частки утворених мартенситних фаз близькі за величиною (Рис. 9.27).

Таким чином, виявлено немонотонну зміну гістерезису МП та ступеня відновлення форми при ЕПФ. Можна зробити висновок, що максимальний ступінь відновлення форми відповідає складам, в яких має місце практично виключне утворення B19' або Cm мартенситу, а найгірше відновлення форми спостерігається при найбільшому гістерезисі МП при вмісті 15-20 ат.% Ni і відповідає суміші взаємодіючих мартенситних фаз. Виявлене суттєве зміцнення при легуванні Ni. Так, межа плинності зростає від 250 до 770 МПа. Одержано зміну характеру деформаційного зміцнення при легуванні. В той же час, як в Zr<sub>2</sub>CuCo зміцнення має лінійний характер, при легуванні Ni з'являється параболічність. Це пояснюється тим, що в Zr<sub>2</sub>CuCo деформування здійснюється в аустенітній області з утворенням мартенситу деформації, а в інших випадках деформується мартенситний стан. Таким чином, характер деформаційного зміцнення в квазібінарних інтерметалідах на основі ZrCu суттєво залежить від фазового стану. Максимум відновленої деформації при ЕПФ в досліджених об'єктах приходить на вміст 5 ат.% Ni, що пов'язано з твердо розчинним зміцненням при легуванні і невеликою об'ємною часткою другої мартенситної фази.

Таким чином, дослідження впливу комплексного легування інтерметалідів цирконію аналогами нікелю показало, що співвідношення кобальту, міді та нікелю впливає не тільки на механічні властивості, але і на фазоутворення при мартенситному перетворенні. Тобто, існує можливість регулювати співвідношення B19' або Cm мартенситних фаз, що суттєво впливає на ефект пам'яті форми.

Описані вище дослідження дозволили звузити кількість легувальних елементів для остаточного вибору сплаву з температурами зворотного мартенситного перетворення 700-750 °С. Такою системою виявився сплав ZrNi-Co-Ti.

Попередні наші дослідження дозволили здійснити 3-х вимірну апроксимацію для залежності температури зворотного мартенситного перетворення  $A_{\Pi}$  від вмісту кобальту замість нікелю і титану замість цирконію, які додаються до інтерметаліду ZrNi. На Рис. 9.28 показана така апроксимація і двовимірна топограма для визначення складів з температурою зворотного мартенситного перетворення 700 °С.

Видно, що при одночасному легуванні ZrNi кобальтом і титаном відкривається найбільш широка перспектива для варіювання складу сплаву при постійній температурі зворотного мартенситного перетворення 700 °С.

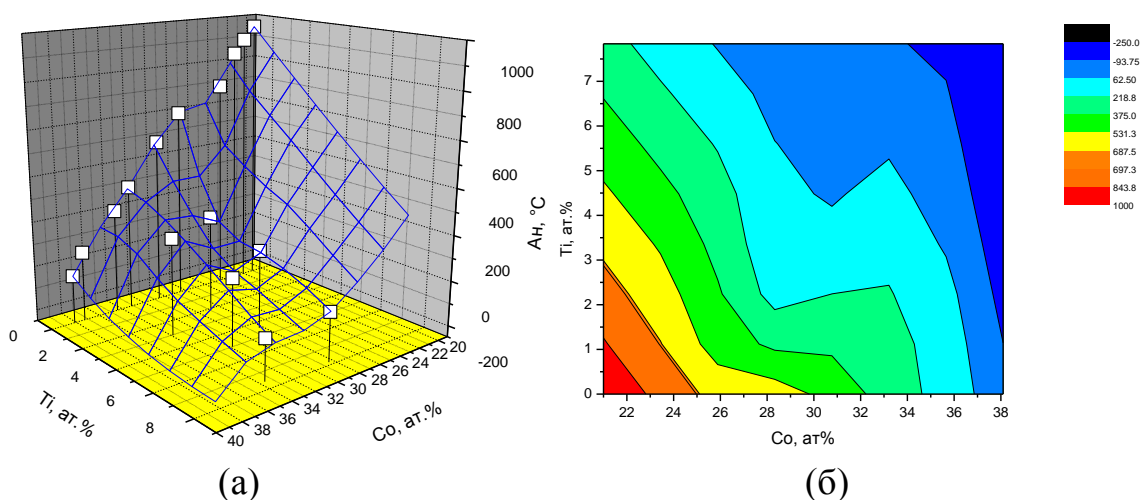


Рис. 9.28. Температура початку зворотного МП для системи ZrNi-Co-Ti: (а) - 3-х вимірна апроксимація, (б) - двовимірна топограма

Так, Рис. 9.28 дозволив запропонувати склади сплавів з різним вмістом титану та кобальту при однаковій температурі зворотного мартенситного перетворення 700 °С. Оптимізовані склади 3-х сплавів для остаточного тестування приведені в Табл. 9.3.

Таблиця 9.3. Оптимізовані склади сплавів системи ZrNi-Co-Ti з наперед заданою температурою зворотного мартенситного перетворення 700 °С

Сплав	Zr, ат.%	Ni, ат.%	Co, ат.%	Ti, ат.%
ZNCT1	42	31	19	8
ZNCT2	43	30.5	19.5	7
ZNCT3	44	30	20	6

### 9.1.5. Визначення параметрів мартенситного перетворення та ефекту пам'яті форми в оптимізованих сплавах системи ZrNi-Co-Ti

Вибір складу сплавів, вказаних в Таблиці 3.3, визначався не тільки необхідністю одержання температури зворотного мартенситного перетворення величиною 700 °С, але і тією обставиною, що для даного випадку необхідно було передбачити здійснення суттєвої (не менше 3-5 %) деформації для подальшого відновлення форми при ЕПФ. При вузькому гістерезисі мартенситного перетворення така деформація мала б здійснюватись поблизу 700 °С, що викликало б значну пластичну (незворотну) деформацію. В нашому випадку звуженню гістерезису вдалось запобігти завдяки невисокому вмісту титану (не більше 8 ат.%).

Для контролю характеристик МП одержаних сплавів, склад яких повністю відповідав заданому (втрати ваги 40 г відливок склали не більше 0.05 г), було здійснено дослідження із застосуванням ДСК. Результати приведені на Рис. 9.29-9.30.

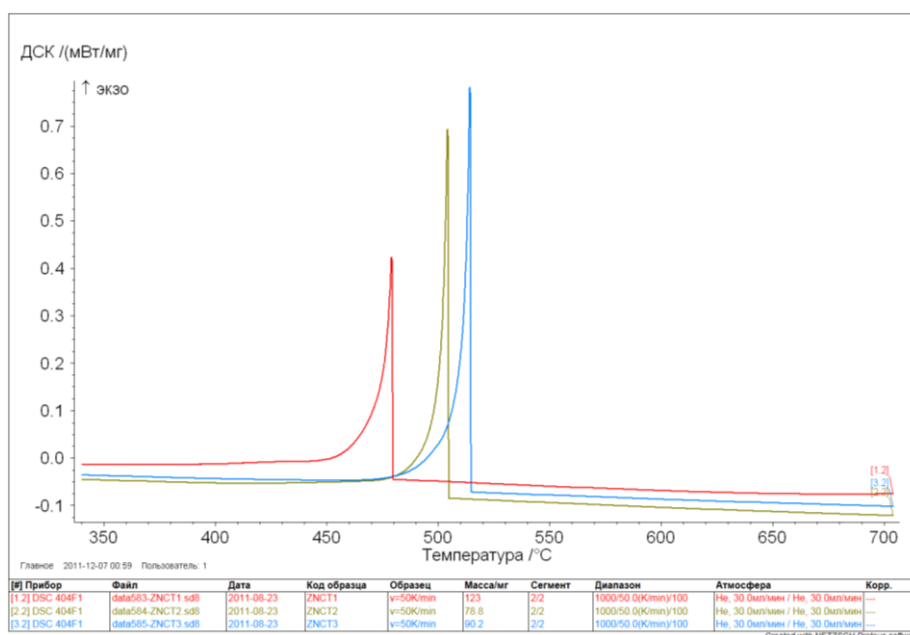


Рис. 9.29. Теплові ефекти прямого МП при охолодженні оптимізованих сплавів системи ZrNi-Co-Ti

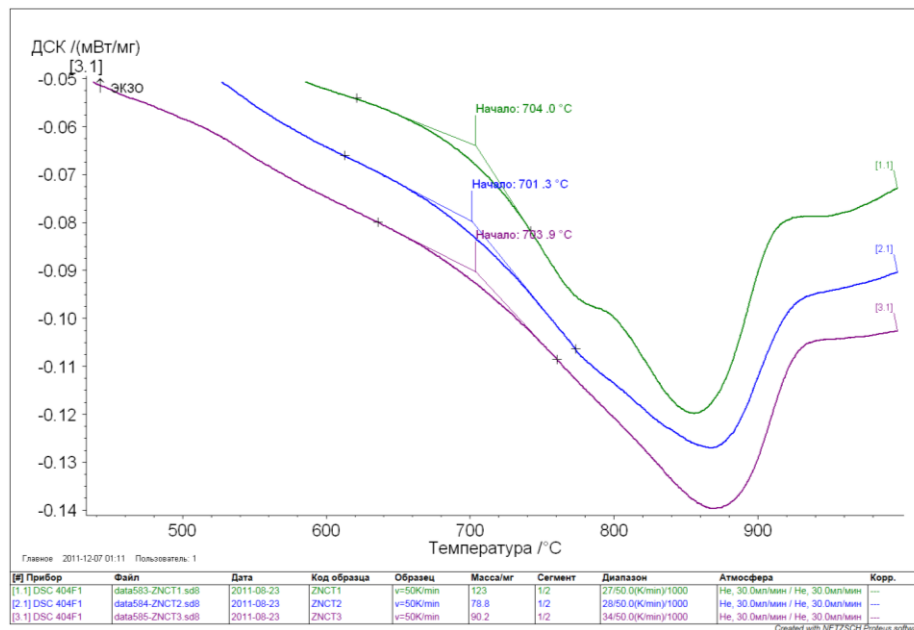


Рис. 9.30. Теплові ефекти зворотного МП при нагріві оптимізованих сплавів системи ZrNi-Co-Ti

Видно, що оптимізація складу сплавів була нами проведена успішно, а саме, температура початку зворотного мартенситного перетворення за даними ДСК із задовільною точністю становила 700 °C (Рис. 9.30) і тільки температури прямого МП для оптимальних сплавів дещо розрізняються (Рис. 9.29). Дійсно, для сплаву з найбільшим вмістом титану (ZNCT1) температури прямого МП є найнижчими. Зменшення вмісту титану призводить до незначного росту температур прямого МП (не більше 50 градусів для ZNCT3). Привертає увагу також та обставина, що зменшення вмісту титану та невеликий приріст вмісту кобальту в ряду ZNCT1- ZNCT2- ZNCT3 (Табл. 9.3) призводить до зміни характеру теплових ефектів, що спостерігаються при нагріві в температурному інтервалі зворотного МП (Рис. 9.30). Так, видно, що для сплаву ZNCT1 має місце наявність 2-х теплових ефектів, які відповідають зворотним перетворенням мартенситів Cm та B19' в B2 аустеніт. Для сплаву ZNCT2 один з теплових ефектів (перетворення відбувається при нижчій температурі, а тепловий ефект менший за величиною) зменшується і для сплаву ZNCT3 має місце вже практично один етап зворотного МП.

Зразки пластинчастої форми оптимізованого складу та інтерметаліду  $Zr_{50}Cu_{25}Ni_{25}$  були продеформовані за схемою трьохточкового згину після нагріву вище температури закінчення зворотного мартенситного перетворення і наступного охолодження під навантаженням через інтервал прямого мартенситного перетворення, як це вже було описано у розділі, присвяченому методиці одержання сплавів та проведення експериментів. В результаті такого деформування були одержані зігнуті зразки, які далі були охолоджені до

кімнатної температури та піддані випробуванням на відновлення форми при нагріві, що також були описані в розділі методики. Результати вимірювання відновлення форми при нагріві приведені на Рис. 9.31.

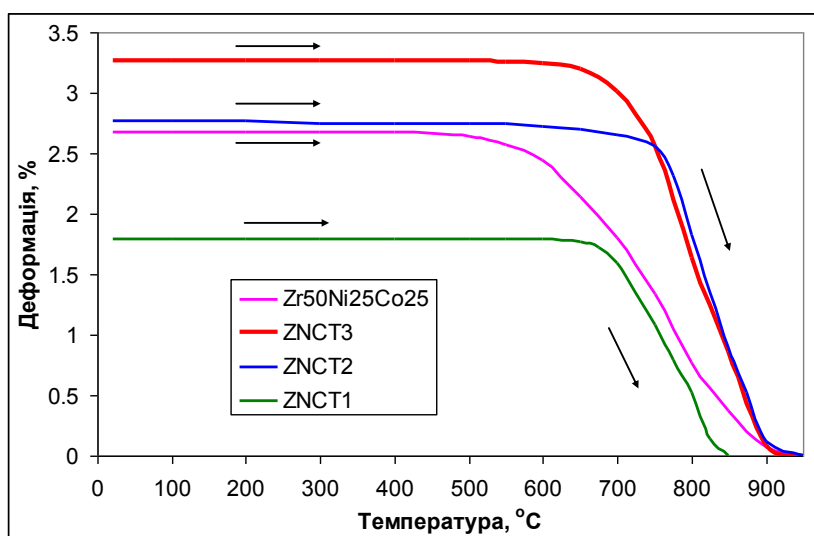


Рис. 9.31. Відновлення форми при нагріві зразків оптимізованих сплавів системи Zr Ni-Co-Ti

Видно, що для сплаву  $Zr_{50}Co_{25}Ni_{25}$ , при заданій деформації 5%, відновлення форми вже є досить значним, але не перевищує 3% відновленої деформації і інтервал відновлення форми вельми розтягнутий (500-900°C). Для сплаву ZNCT1 (42ат.%Zr-31ат.%Ni-19ат.%Co-8ат.%Ti) величина відновленої (оберненої) деформації не перевищила 2%. Зниження вмісту титану при збільшенні вмісту кобальту для сплаву ZNCT2 (43ат.%Zr-30.5ат.%Ni-19.5ат.%Co-7ат.%Ti) привело до збільшення величини оберненої деформації (більш ніж 2.5%). Подальше зниження вмісту титану при збільшенні вмісту кобальту для сплаву ZNCT3 (44ат.%Zr-30ат.%Ni-20ат.%Co-6ат.%Ti) привело до максимальній величині оберненої мартенситної деформації, тобто, 3.2% (Рис. 9.31).

Таким чином, вдалося встановити оптимальний склад сплаву з відновленням форми при 700°C величиною не менш ніж 3%.

Треба відзначити, що широкий гістерезис при мартенситному перетворенні для сплавів з ЕПФ завжди розглядався як великий недолік, оскільки це свідчило про високий ступень не оберненості при мартенситному перетворенні і можливості пластичної деформації. Для інтерметалічних сполук Zr, які зазнають мартенситних перетворень, знайдено утворення двох мартенситних фаз із хімічно однорідного аустеніту. Взаємодія між двома мартенситами і аустенітом призводить до широкого гістерезису МП.

Основним недоліком високотемпературних сплавів з ЕПФ є суттєва пластична деформація, яка генерується при завданні форми перед її відновленням. При вузькому гістерезисі в таких сплавах завдання форми відбувається при високих температурах, практично, співпадає з температурою відновлення форми. Широкий гістерезис дозволяє суттєво знизити температуру завдання форми (в нашому випадку ~ на 200°). Таким чином, ми обмежуємо (зменшуємо) величину пластичної деформації при завданні форми.

Хоча пластичної деформації повністю уникнути не вдається, все ж таки 3% відновлення деформації при температурах вище 700°C було досягнуто. Наступний розділ присвячений одному з шляхів придушення пластичної деформації, а саме, створення природних композиційних матеріалів.

#### 9.1.6. Гомогенні та композиційні ВСЕПФ системи Zr-Ni-Co

Як було показано вище, для складів інтерметалідів системи  $Zr_{50}Co_{50-x}Ni_x$  ( $0 < x < 50$ ), що зазнають саме мартенситного перетворення, має місце ефект пам'яті форми, причому ступінь повернення форми не є 100% [217]. Значною пластична деформація є при ЕПФ у високотемпературній області та при накопиченні значних (не менше 5-6%) деформацій, що передують поверненню форми. Відповідно до [219], матеріали, що зазнають мартенситного перетворення, яке супроводжується ефектом пам'яті форми з температурою початку повернення форми  $A_p$  вище за 390 К, можуть бути віднесені до високотемпературних сплавів з ефектом пам'яті форми (ВСЕПФ). З Рис. 9.29 чітко видно, що серед інтерметалідів  $Zr_{50}Co_{50-x}Ni_x$  тільки склади зі вмістом нікелю вищим за 14 ат.% можуть бути віднесені до ВСЕПФ. Ми вибрали інтерметалід складу  $Zr_{49.84}Co_{30.18}Ni_{19.98}$  для перевірки його поведінки при проявленні ЕПФ у високотемпературній області.

Однак, перше ніж перевіряти ЕПФ, необхідно було пересвідчитися у фазовому складі цього інтерметаліду та його мікроструктурі. Рис. 9.32 показує результати оптичної металографії.

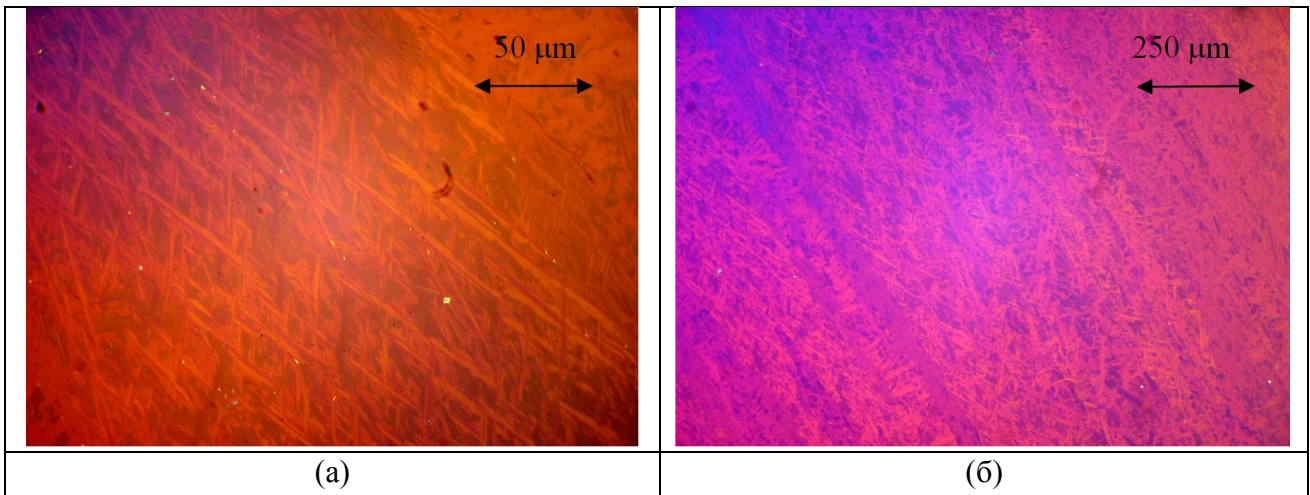


Рис. 9.32. Оптична металографія мартенситного стану для інтерметаліду  $Zr_{49.84}Co_{30.18}Ni_{19.98}$  (поляризоване світло, полірована поверхня)

Видно, що весь об'єм заповнений тонкими кристалами мартенситу (10-150 мкм у довжину та декілька мікрометрів у товщину; Рис. 9.32 а). А ні в середині зерен, а ні по їх границях жодних фаз, утворених дифузійно, знайдено не було (Рис. 9.32 б).

Дослідження кристалічної структури методом рентгеноструктурного аналізу з застосуванням уточнення за методом Рітвельда показало (Рис. 9.33), що при кімнатній температурі в об'ємі матеріалу присутні дві мартенситні фази.

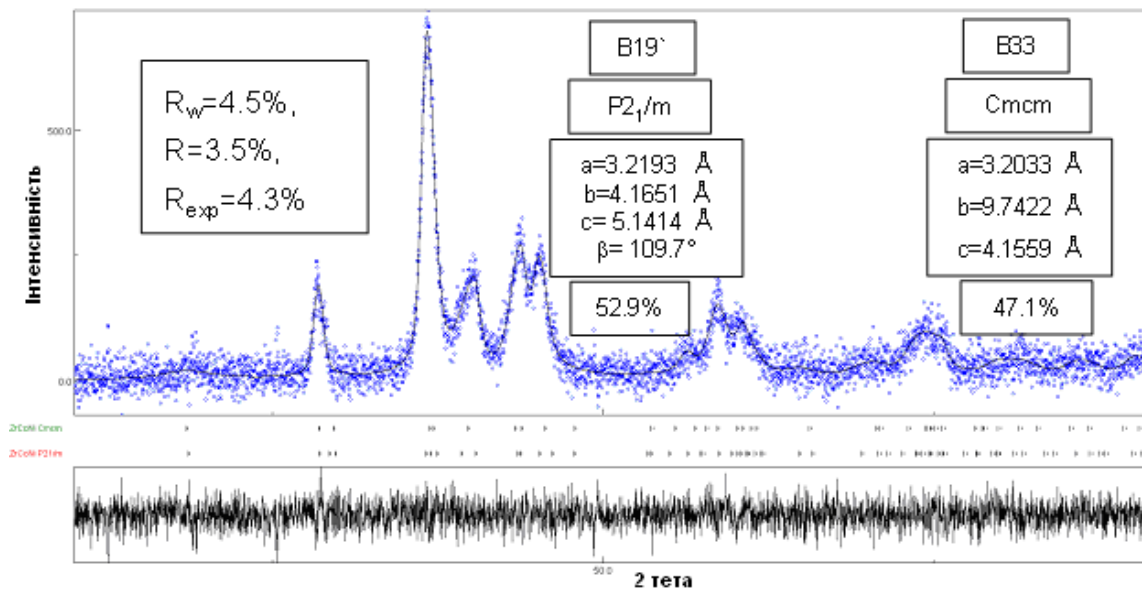


Рис. 9.33. Результат рентгеноструктурного аналізу за методом Рітвельда для сполуки  $Zr_{49.84}Co_{30.18}Ni_{19.98}$ . Вертикальні риси являють собою позиції Брегівських відбитів для B19' та B33 мартенситних фаз. Точки відповідають

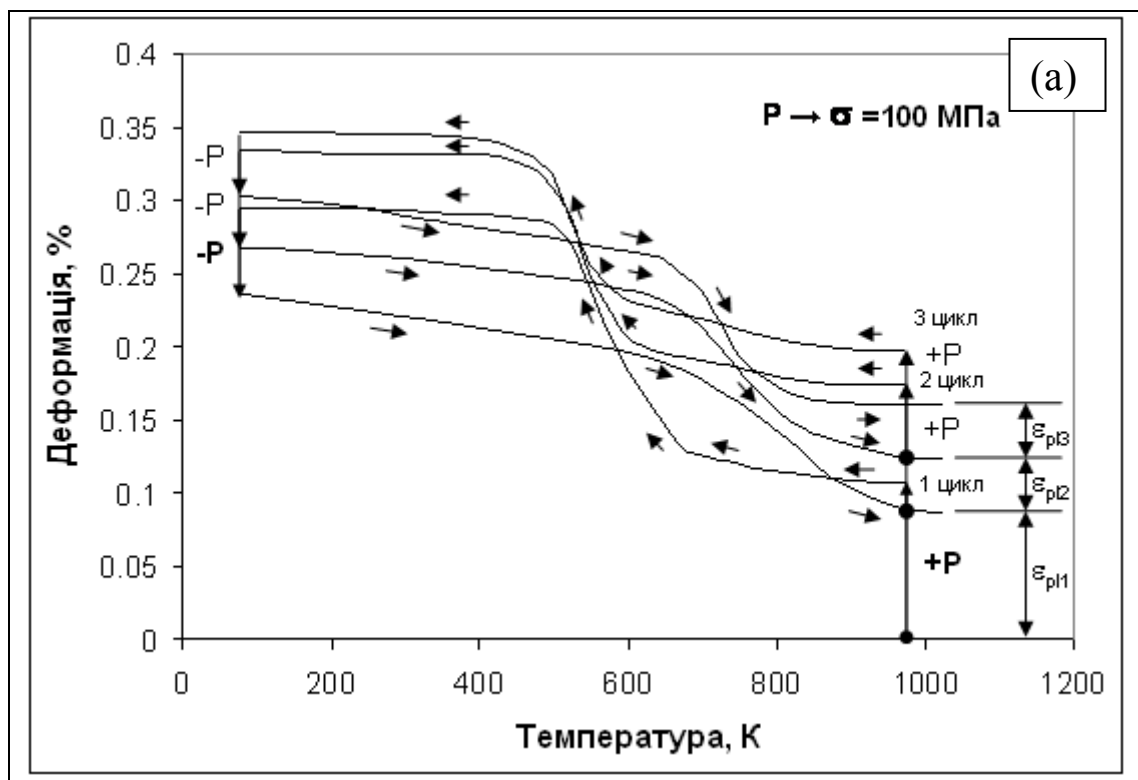


експерименту; лінія відповідає розрахунку. Показані фактори надійності, параметри кристалічної ґратки та об'ємні частки фаз.

Одна із мартенситних фаз впорядкована за типом В19', а інша – за типом В33. Обидві мартенситні фази присутні майже в рівній кількості, але моноклінної фази В19' утворюється дещо більше. Отже, саме  $B2 \leftrightarrow (B19' + B33)$  мартенситне перетворення має супроводжуватися ЕПФ.

Схема перевірки ЕПФ може бути пояснена наступним чином. Зразок у вигляді пластини ( $0.3 \times 2 \times 25 \text{ мм}^3$ ) нагрівався до температур вище за  $A_p$  (температури кінця зворотного мартенситного перетворення) і навантажувався статично за схемою трьох точкового згину, при чому з'являлася пружна деформація. Подальше охолодження через інтервал прямого мартенситного перетворення ( $M_p - M_k$ ) до температури рідкого азоту призводить до появи непружної мартенситної деформації. При температурі рідкого азоту зразок розвантажувався і знову нагрівався до температур вище за  $A_p$  для вільного від зовнішніх навантажень повернення форми.

Для інтерметаліду складу  $Zr_{49.84}Co_{30.18}Ni_{19.98}$  можна бачити (Рис. 9.34), що після пружного навантаження при температурі 970 К і наступного охолодження під навантаженням, що генерує у поверхневих шарах пластини напруження у 100 МПа, мартенситна деформація починає з'являтися при 650 К на першому циклі (Рис 9.34 а).



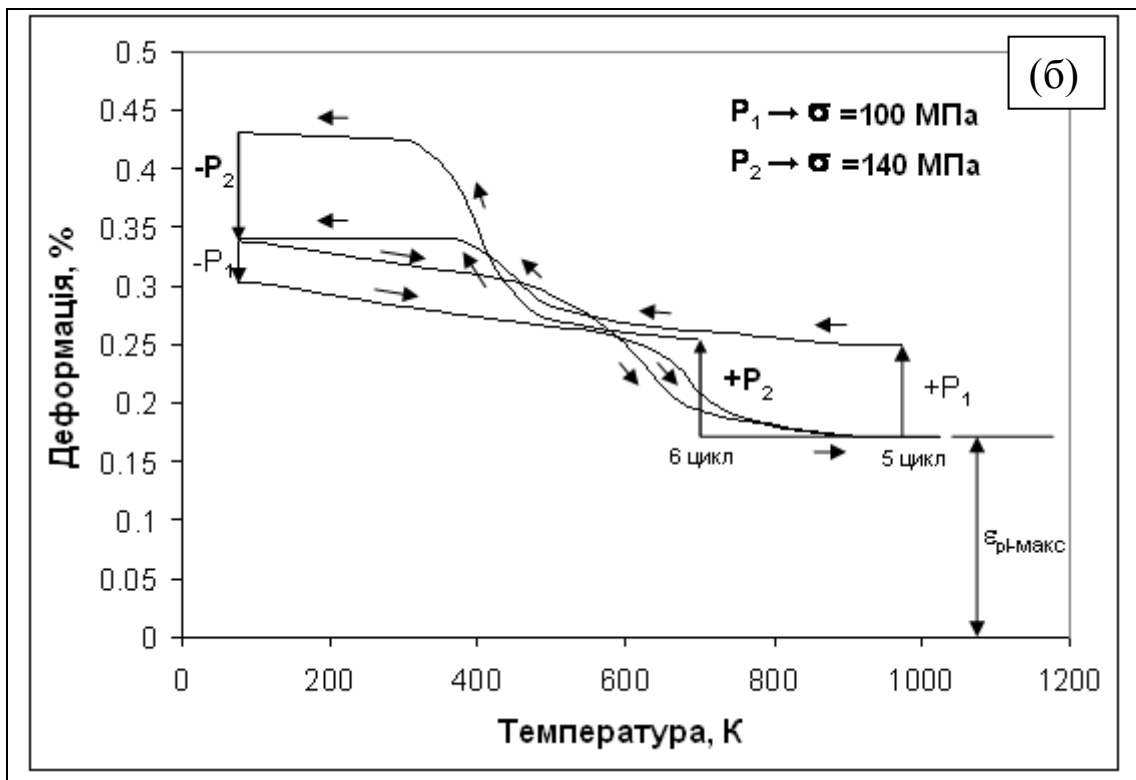


Рис. 9.34. ЕПФ для інтерметаліду  $Zr_{49.84}Co_{30.18}Ni_{19.98}$  ( $P$  – навантаження; (а) перші 3 цикли при  $\sigma=100$  МПа – неповне повернення форми, (б) 5-й та 6-й цикл при  $\sigma=100$  та 140 МПа відповідно – повне повернення форми)

Накопичення мартенситної деформації на першому циклі проходить в два етапи (670-600 та 600-500 К). Повернення форми при наступному нагріві відбувається в широкому температурному інтервалі і теж в два етапи (620-870 та 870-1000 К) при ступені повернення форми всього 70%. Уже другий цикл накопичення мартенситної деформації та її повернення призводить до суттєвого пониження температур МП та прогину – повернення форми, що свідчить про сильний вплив дефектів, що утворилися в результаті пластичної деформації. Так, прогин при охолодженні починається при 600 К, проходить в два етапи і закінчується при 450 К, себто інтервал накопичення деформації дещо звужується на додаток до пониження температур (Рис. 9.34 а). Повернення форми на другому циклі також відбувається у два етапи (620-820 та 820-1000 К), що майже співпадає з першим циклом. Таким чином, можна стверджувати, що відбувається не просто зниження температур накопичення мартенситної деформації, а розширення гістерезису МП. Пластична деформація на другому циклі зменшується і ступінь повернення форми відповідно зростає (85%). Таким чином, на п'ятому циклі повернення форми стає повним, але зменшується накопичувана деформація (при 100 МПа вона знижується з 0.19%

до 0.9%), як це показано на Рис. 9.34 б. Збільшення зовнішнього навантаження ( $\sigma=140$  МПа) на 6 циклі призводить до збільшення накопичуваної деформації до 0.18%, що майже відповідає значенню на першому циклі, але температурний інтервал накопичення деформації знижується іще більше, не змінюючи свого загального значення (500-320 К). Повернення форми починається при 470 К і розтягується до 900 К (Рис. 9.34 б). Очевидно, що високотемпературний ефект пам'яті форми має незадовільні характеристики для хімічно гомогенного інтерметаліду  $Zr_{49.84}Co_{30.18}Ni_{19.98}$ . Причому істотною є не тільки значна пластична деформація (неповне повернення форми), але і надзвичайно сильний вплив термоцикування – температури проявлення ЕПФ знижуються на 170 К, майже вдвічі зменшується обернена деформація, а накопичені при термоцикуванні внутрішні дефекти створюють поля внутрішніх напружень і таким чином суттєво збільшують необхідні для накопичення деформації зовнішні напруження. Таким чином, зменшується ресурс мартенситної деформації, оскільки неможливо без упину збільшувати зовнішні напруження – нашим обмеженням у даному випадку є величина межі плинності або навіть межа міцності такого матеріалу.

Одним із способів покращання параметрів високотемпературного ЕПФ у даних матеріалах є можливість створення на їх базі природних (in situ) композитів. Якщо взяти до уваги потрібну діаграму Zr-Co-Ni на Рис. 9.35 [220], то стає зрозумілим, що пересування за хімічним складом вздовж вказаної стрілки перпендикулярно до розрізу CoZr-NiZr має призвести до формування природних композитів, що мають складатися з таких компонент: фази  $(CoNi)Zr_2$  +  $(CoNi)Zr$  мартенсити (B19' + B33). Підвищення вмісту цирконію має призводити до збільшення об'ємної частки компоненти  $(CoNi)Zr_2$  за рахунок компоненти, що зазнає МП ( $(CoNi)Zr$  мартенсити (B19' + B33)). Це, у свою чергу, призведе до зменшення «розміру зерна» компоненти, що зазнає МП, що може позначитися на морфології мартенситних кристалів, об'ємних частках мартенситів і таке інше. Крім того, у стані композиту буде відбуватися зміцнення, що має зменшити пластичну деформацію при ЕПФ.

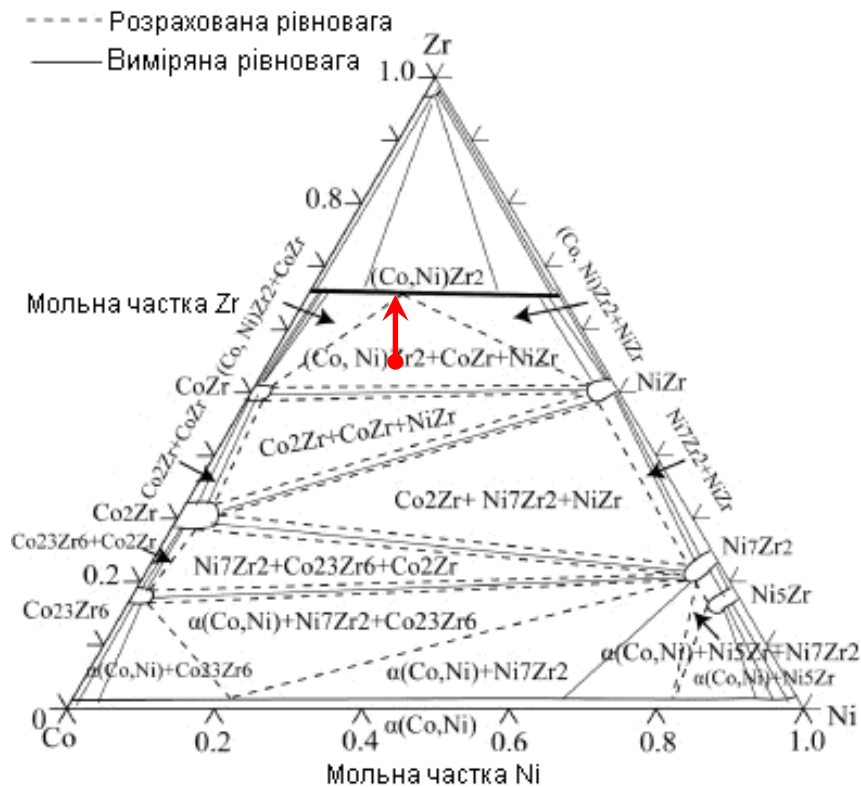


Рис. 9. 35. Ізотермічний розріз потрійної системи Zr-Co-Ni при 1198 К [220]

Для перевірки припущень, зроблених вище, були приготовані сплави складу  $Zr_{57.05}Co_{26.06}Ni_{16.89}$  та  $Zr_{59.43}Co_{25.44}Ni_{15.13}$ . Результати досліджень з використанням СЕМ та аналізу зображень показані на Рис. 9.36 для сплаву складу  $Zr_{57.05}Co_{26.06}Ni_{16.89}$ .

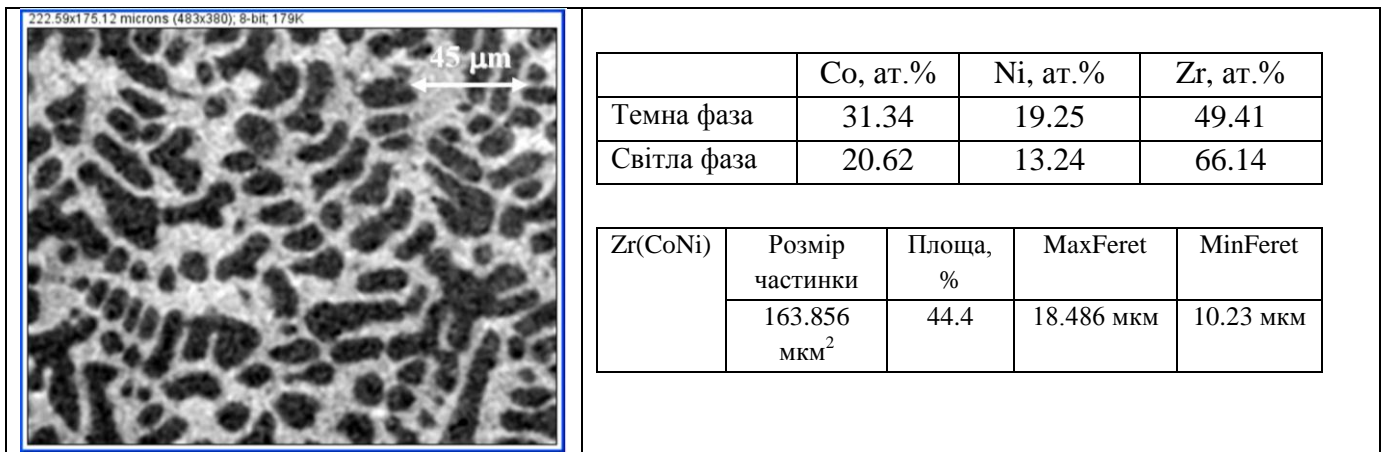


Рис. 9.36. Зображення скануючої електронної мікроскопії (СЕМ) отримані за допомогою мікроскопу CAM SCAN 4D, спорядженого системою EDAX, у відбитих електронах для композиту  $Zr_{57.05}Co_{26.06}Ni_{16.89}$ , а також результати рентгенівського мікроаналізу разом з результатами аналізу зображення

З Рис. 9.36 видно, що порівняно з інтерметалідом складу  $Zr_{49.84}Co_{30.18}Ni_{19.98}$  (Рис. 9.32), в сплаві  $Zr_{57.05}Co_{26.06}Ni_{16.89}$  чітко видно двофазну мікроструктуру, причому рентгенівський мікроаналіз виявив, що темніша фаза має склад  $Zr_{49.41}Co_{31.34}Ni_{19.25}$  на відміну від світлішої, яка цілком відповідає стехіометрії  $Zr_2(CoNi)$ . Таким чином, саме темніша фаза має зазнавати МП. Аналіз зображення з використанням програми ImageJ 1.46r [221] показав, що темніша фаза займає приблизно 44% від об'єму, а максимальний та мінімальний діаметри Фере становлять 18.5 та 10.2 мкм відповідно. Середній розмір зерен цієї фази дорівнює приблизно  $164 \text{ мкм}^2$ .

Для підтвердження результатів стосовно фазового складу сплаву  $Zr_{57.05}Co_{26.06}Ni_{16.89}$ , отриманих при аналізі даних СЕМ, було проведено дослідження кристалічної структури цього сплаву методом рентгеноструктурного аналізу з застосуванням уточнення за методом Рітвельда. Результати показані на Рис. 9.37.

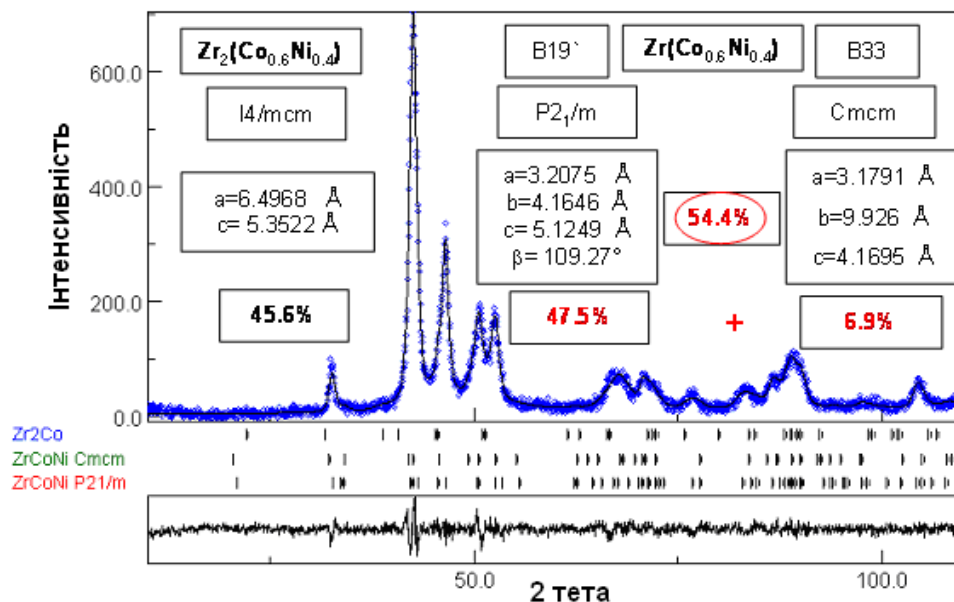


Рис. 9.37. Результат рентгеноструктурного аналізу за методом Рітвельда для сплаву  $Zr_{57.05}Co_{26.06}Ni_{16.89}$ . Вертикальні риси являють собою позиції Брегівських відбить для знайдених фаз. Точки відповідають експерименту; лінія відповідає розрахунку. Показані параметри кристалічної ґратки та об'ємні частки фаз. Фактори надійності:  $R_w=6.8\%$ ,  $R=5.4\%$ ,  $R_{exp}=6.3\%$ .

З Рис. 9.37 видно, що моделювання рентгенівського спектру, отриманого на сплаві  $Zr_{57.05}Co_{26.06}Ni_{16.89}$ , з залученням тетрагональної фази  $Zr_2(Co_{0.6}Ni_{0.4})$  та двох мартенситних фаз, B19' та B33, призвело до надзвичайно доброго співпадіння з експериментом. Сумарна об'ємна частка мартенситних фаз (54.4%) дещо вища за результат аналізу СЕМ зображення на Рис. 9.36 (44.4%).

На разі більш правильною слід вважати величину отриману з аналізу рентгенівських даних. Якщо не зважати на згадувану невелику розбіжність, якісно результат уточнення рентгенівської дифракції за методом Рітвельда для сплаву  $Zr_{57.05}Co_{26.06}Ni_{16.89}$  підтверджує наявність двох складових, що різняться хімічно, при цьому аустенітна фаза  $Zr_{49.41}Co_{31.34}Ni_{19.25}$  зазнає мартенситного перетворення у В19' та В33 мартенситні фази. На разі ми дійсно отримали композит, одна із компонент котрого за хімічним складом цілком відповідає інтерметаліду  $Zr_{49.84}Co_{30.18}Ni_{19.98}$ , ЕПФ поведінку якого ми дослідили (Рис. 9.34). Отже, цілком природно порівняти цю ЕПФ поведінку для гомогенного інтерметаліду з поведінкою композиту. На Рис. 9.38 показані результати досліджень ЕПФ, який супроводжує МП у композиті  $Zr_{57.05}Co_{26.06}Ni_{16.89}$ .

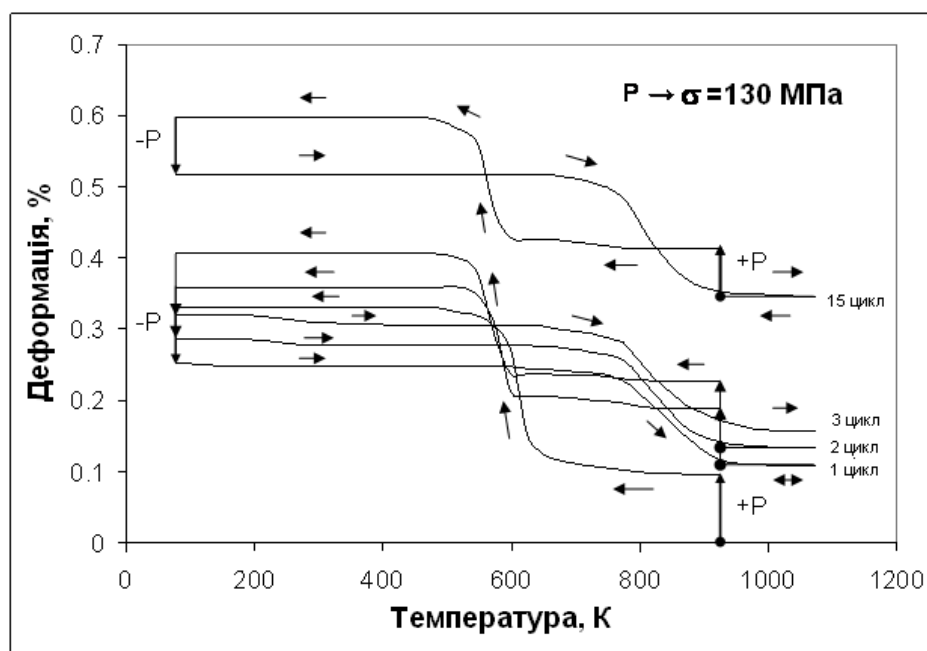


Рис. 9.38. ЕПФ для композиту  $Zr_{57.05}Co_{26.06}Ni_{16.89}$  (P – навантаження, що спричиняє напруження  $\sigma=130$  МПа; перші 3 цикли – неповне повернення форми та 15-й цикл – повне повернення форми).

Видно, що на першому циклі після прикладення статичного навантаження вище за  $A_p$  (920 К) та охолодження, невелике накопичення мартенситної деформації починається вже при 820 К, однаке найбільш інтенсивна стадія мартенситного деформування починається при 670 К і закінчується при 500 К, проходячи у два етапи, так само, як і в інтерметаліді  $Zr_{49.84}Co_{30.18}Ni_{19.98}$  (Рис. 34), що свідчить про співпадіння температурного інтервалу і характеру прямого МП для обох порівнюваних матеріалів. Накопичення мартенситної деформації супроводжується пластичною і становить  $\sim 0.23\%$ , що також відповідає результату для хімічно гомогенного інтерметаліду, з огляду на трохи вище у

даному випадку напруження ( $\sigma = 130$  МПа). Повернення форми після розвантаження композиту при температурі рідкого азоту та нагріві до температур вищих за  $A_p$ , має місце в інтервалі 770÷970 К (Рис. 9.38), що суттєво відрізняється від хімічно гомогенного інтерметаліду, де повернення форми має місце на значно ширшому температурному інтервалі (Рис. 9.34). При цьому ступінь повернення форми становить 67%, що є майже таким самим, як і для хімічно гомогенного інтерметаліду. Термічне циклування композиту  $Zr_{57.05}Co_{26.06}Ni_{16.89}$  також відрізняється. Ступінь повернення форми досягає 100% тільки на 15 циклі і накопичується удвічі більше пластичної деформації (0.35% порівняно з 0.17%). Тим не менше, у випадку композиту тільки після першого циклу температурний інтервал прямого МП знижується на 70 К і при подальшому циклуванні не зміщується по температурі. Температурний інтервал повернення форми зовсім не зміщується при термоциклуванні (Рис. 9.38). Визначним фактом є також те, що, коли після 15 термічних циклів вдається досягти повного повернення форми, обернена мартенситна деформація сягає 0.18%. Отже, композит демонструє вузьчі інтервали повернення форми і стабільність до термоциклування не тільки температур ЕПФ, але і величини оберненої мартенситної деформації.

Отримавши такі позитивні зміни у ЕПФ поведінці композиту, було також досліджено як при збільшенні вмісту цирконію впливає зменшення об'ємної частки компоненти композиту, що зазнає МП, на високотемпературний ЕПФ. Зміни у мікроструктурі для композиту  $Zr_{59.43}Co_{25.44}Ni_{15.13}$ , порівняно з хімічно гомогенним інтерметалідом  $Zr_{49.84}Co_{30.18}Ni_{19.98}$  та композитом  $Zr_{57.05}Co_{26.06}Ni_{16.89}$ , показані на Рис. 9.39.

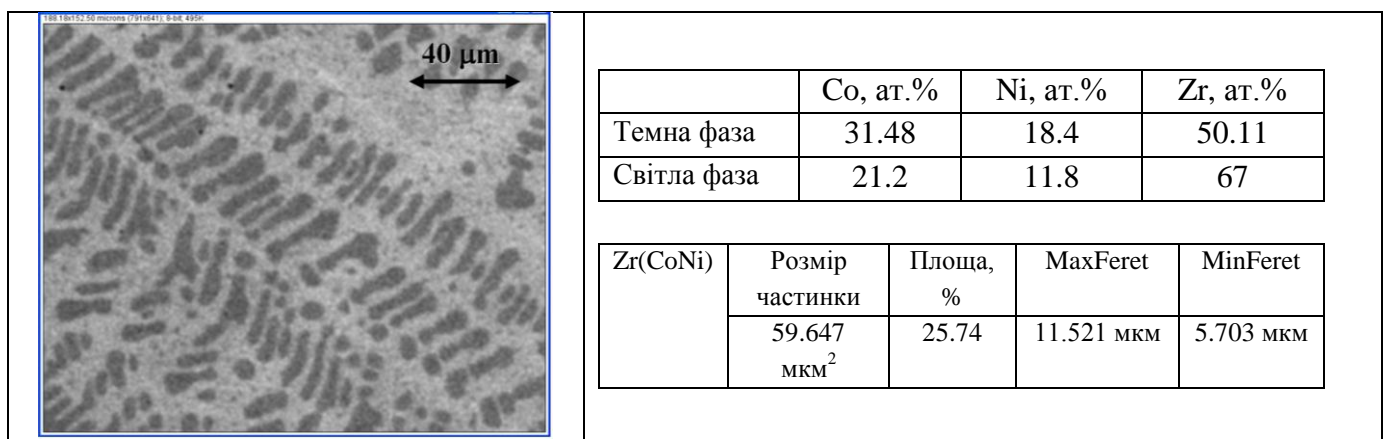


Рис. 9.39. Зображення скануючої електронної мікроскопії (СЕМ) отримані за допомогою мікроскопу CAM SCAN 4D, спорядженого системою EDAX, у відбитих електронах для композиту  $Zr_{59.43}Co_{25.44}Ni_{15.13}$ , а також результати рентгенівського мікроаналізу разом з результатами аналізу зображення.

З Рис. 9.39 видно, що порівняно з композитом складу  $Zr_{57.05}Co_{26.06}Ni_{16.89}$  (Рис. 36), в композиті  $Zr_{59.43}Co_{25.44}Ni_{15.13}$  також чітко видно двофазну мікроструктуру. Рентгенівський мікроаналіз виявив, що темніша фаза має склад  $Zr_{50.11}Co_{31.49}Ni_{18.4}$  на відміну від світлішої, яка цілком відповідає стехіометрії  $Zr_2(CoNi)$ . Отже, темніша фаза, що зазнає МП, має майже такий самий хімічний склад, як і ті фази, що в попередніх випадках зазнавали МП. Аналіз зображення з використанням програми ImageJ 1.46r [221] показав, що темніша фаза займає приблизно 25% від об'єму, а максимальний та мінімальний діаметри Фере становлять 11.5 та 5.7 мкм відповідно, що свідчить про серйозні зміни у мікроструктурі – знижується не тільки об'ємна частка фази з МП, але і її розмір зерна (майже вдвічі).

Для підтвердження результатів стосовно фазового складу композиту  $Zr_{59.43}Co_{25.44}Ni_{15.13}$ , отриманих при аналізі даних СЕМ, було проведено дослідження кристалічної структури цього сплаву методом рентгеноструктурного аналізу з застосуванням уточнення за методом Рітвельда. Результати показані на Рис. 9.40.

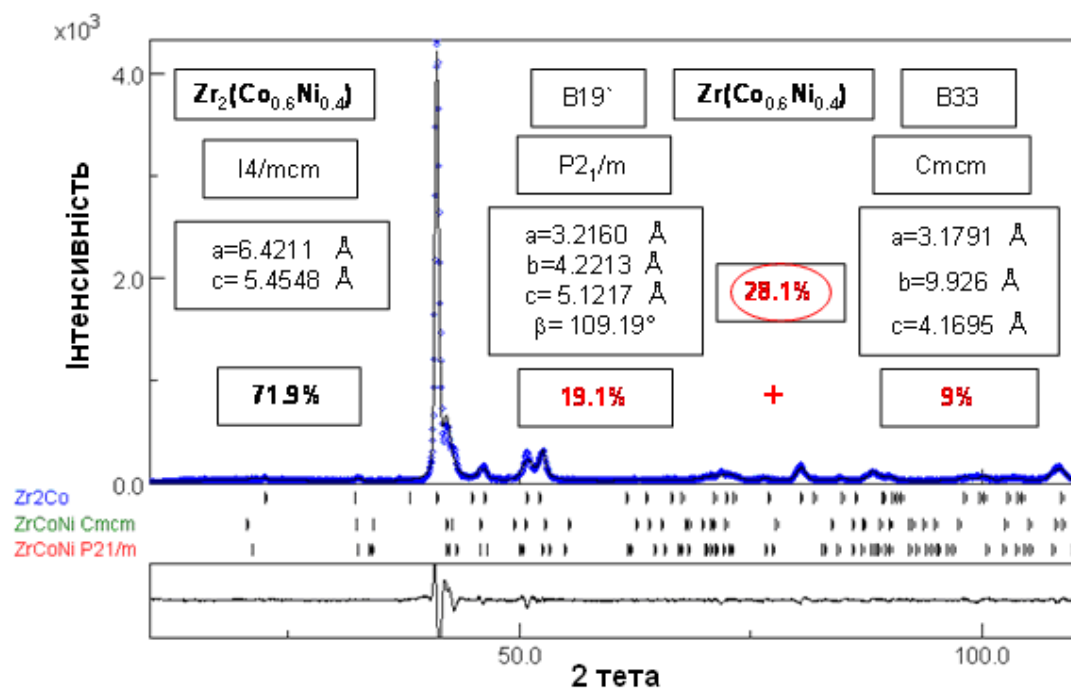


Рис. 9.40. Результат рентгеноструктурного аналізу за методом Рітвельда для композиту  $Zr_{59.43}Co_{25.44}Ni_{15.13}$ . Вертикальні риси являють собою позиції Брегівських відбить для найдених фаз. Точки відповідають експерименту; лінія відповідає розрахунку. Показані параметри кристалічної ґратки та об'ємні частки фаз. Фактори надійності:  $R_w=14.7\%$ ,  $R=11.2\%$ ,  $R_{exp}=9.93\%$ .



З Рис. 9.40 видно, що моделювання рентгенівського спектру, отриманого на композиті  $Zr_{59.43}Co_{25.44}Ni_{15.13}$ , з залученням тетрагональної фази  $Zr_2(Co_{0.6}Ni_{0.4})$  та двох мартенситних фаз, В19' та В33, призвело до доброго співпадіння з експериментом. Сумарна об'ємна частка мартенситних фаз (28.1%) дуже добре відповідає результату аналізу СЕМ зображення на Рис. 9.39 (25.74%). Якісно результат уточнення рентгенівської дифракції за методом Рітвельда для композиту  $Zr_{59.43}Co_{25.44}Ni_{15.13}$  також підтверджує наявність двох складових, що різняться хімічно, при цьому аустенітна фаза  $Zr_{50.11}Co_{31.49}Ni_{18.4}$  зазнає мартенситного перетворення у В19' та В33 мартенситні фази, але при цьому співвідношення їх об'ємних часток (2:1) інше ніж у композиті  $Zr_{57.05}Co_{26.06}Ni_{16.89}$ , де домінувала В19' фаза (~7:1, Рис. 9.37), або ніж у хімічно гомогенному інтерметаліді  $Zr_{49.84}Co_{30.18}Ni_{19.98}$  (~1:1, Рис. 9.33).

На разі такі відмінності мали позначитися на характері ЕПФ. Результати вимірювання ЕПФ на композиті  $Zr_{59.43}Co_{25.44}Ni_{15.13}$  наведені на Рис. 9.41.

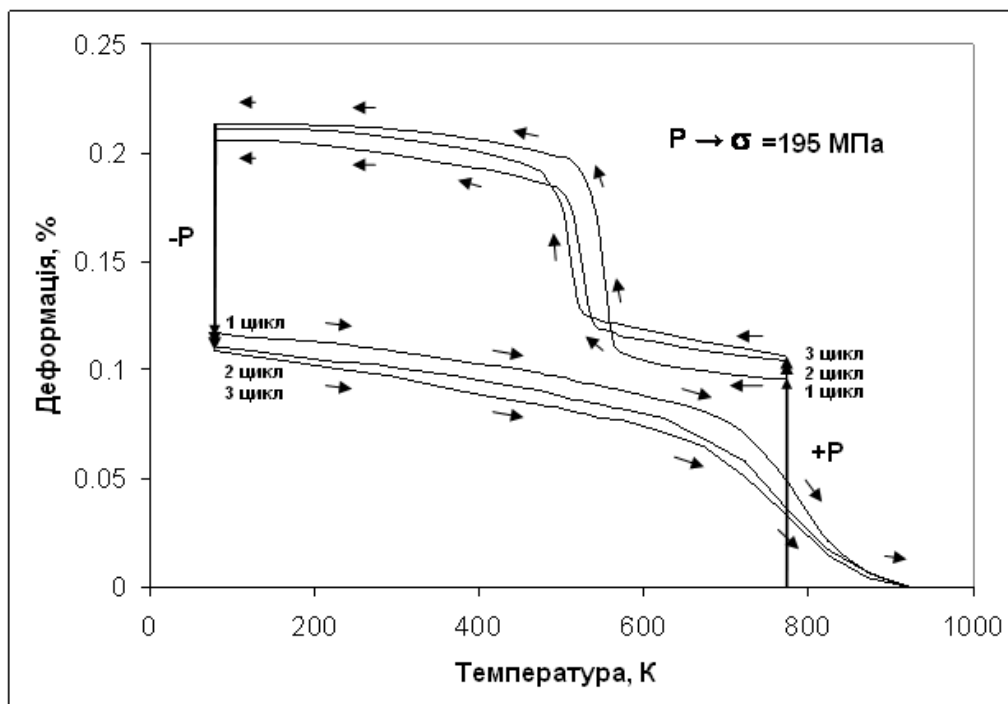


Рис. 9.41. ЕПФ для композиту  $Zr_{59.43}Co_{25.44}Ni_{15.13}$  (P – навантаження, що спричиняє напруження  $\sigma=195$  МПа; перші 3 цикли — повне повернення форми)

Головною відмінністю у характері ЕПФ на композиті  $Zr_{59.43}Co_{25.44}Ni_{15.13}$  порівняно з хімічно гомогенним інтерметалідом та композитом з більшою кількістю компоненти, що зазнає МП, полягає у повному поверненні форми при високотемпературному ЕПФ (Рис. 9.41). Треба зазначити, що визначною є величина оберненої деформації (~0.12%), котра хоч і акумульована під в 2 рази

більшим напруженням, але не треба забувати, що тільки чверть об'єму матеріалу спричиняє подібне формозмінення попри пружний спротив більшості матеріалу композиту. Схоже на те, що не тільки (а може і не стільки) співвідношення мартенситів відіграє тут вирішальну роль, а скоріше зменшення розміру зерна фази, що зазнає мартенситного перетворення. У хімічно гомогенному інтерметаліді майже всі мартенситні кристали є доволі довгими (50-150 мкм) і тільки невелика їх частка має розмір близько 10 мкм. У останньому композиті мінімальний діаметр Фере є близько 5 мкм, що має суттєво впливати не тільки на морфологію, але і на внутрішню структуру мартенситних кристалів та перерозподіл об'ємних часток В19' та В33 мартенситних фаз. Як би там не було, але є очевидним, що застосування природних композитів до високотемпературного ЕПФ призвело до суттєвого покращання функціональних властивостей.

## 9.2. Магнітодеформаційні ефекти в сплавах з феромагнітною пам'яттю форми

### 9.2.1. Магніто-механічні властивості сплавів з феромагнітною пам'яттю форми

$\text{Ni}_2\text{MnGa}$  є, як відомо L21 впорядкованим феромагнітним сплавом Гейслера, що має при високих температурах кубічну ( $a = 5.822 \text{ \AA}$ ) кристалічну структуру, яка піддається мартенситному перетворенню при 276 К в тетрагональну модульовану 5М структуру з параметрами кристалічної ґратки:  $a=b=5.90 \text{ \AA}$  і  $c=5.44 \text{ \AA}$ , відповідно [222,223]. Мартенситна фаза акомодує тетрагональну дисторсію кристалічної ґратки, обумовлену мартенситним перетворенням, шляхом утворення трьох симетрично еквівалентних двійникових варіантів мартенситної фази, що двійникуються між собою зазвичай по (110) площинах материнської фази і мають орієнтацію осей тетрагональної симетрії приблизно паралельну до трьох [100] напрямів материнської високотемпературної фази. З вимірювань намагнічування було знайдено, що значення намагнічення насичення є 475 G. Крива намагнічування низькотемпературної внутрішньо здвійникової мартенситної фази, зазвичай показує двостадійну структуру при 265 К [277] з різким переходом від легкого низькопольового намагнічування нижче 1.7 kOe до більш жорсткої стадії намагнічування вище цього значення аж до 8 kOe де відбувається насичення. Вважається, що така поведінка обумовлена різним характером намагнічування в різних варіантах двійників із-за різної орієнтації їх легких та жорстких осей намагнічування відносно зовнішнього прикладеного магнітного поля. Проведені експерименти зазвичай показують певний магнітодеформаційний

ефект стискування уздовж напрямку [100] залежний від величини магнітного поля прикладеного в тому ж напрямі [224]. Загалом очікується, що великі значення макроскопічної деформації, що індукується магнітними полями в подібного типу системах реалізуються через механізм переміщення двійникових границь та відносного перерозподілу фракцій різних двійникових варіантів, індукованого магнітним полем. Головні термодинамічні рушійні сили, що контролюють рух двійникових границь, мають в даному випадку магнітну природу і обумовлені високими значеннями магнітної анізотропії і значною різницею вільних енергій намагнічування між різними двійниковими варіантами мартенсита [222,223,225,226].

Головна мета цього підрозділу - надати правильний термодинамічний розгляд механічних і магнітних властивостей подібного типу матеріалів і представити кількісний модельний підхід до аналізу великих магнітодеформаційних ефектів, що спостерігалися в декількох ферромагнітних сплавах з пам'яттю форми, як наприклад  $\text{Ni}_2\text{MnGa}$  [227,228]. Показано, що індукований магнітним полем деформаційний ефект безпосередньо впливає із загальних термодинамічних правил, як наприклад співвідношення Максвела і обумовлений сильною залежністю величини намагнічування від двійникової макродеформації у подібних системах. Проста модель намагнічування для внутрішньо здвійникового мартенситного стану і його залежності від макродеформації, буде розглянута і застосована, щоб пояснити деякі результати експериментального вивчення великих магніто-деформаційних ефектів в  $\text{Ni}_2\text{MnGa}$ .

В цьому підрозділі розглядається кількісна модель великих магнітодеформаційних ефектів, що спостерігаються в деяких ферромагнітних сплавах з пам'яттю форми, як наприклад  $\text{Ni}_2\text{MnGa}$ . Даний розділ містить точний термодинамічний розгляд механічних і магнітних властивостей подібного типу матеріалів. В результаті, основне механічне рівняння стану зокрема силовий ефект магнітного поля безпосередньо виводиться із загального співвідношення Максвела. Показано, що індукований магнітним полем деформаційний ефект безпосередньо зв'язаний з залежністю намагнічення від деформації. Проста модель намагнічення і його залежність від деформації і магнітного поля розглядається і застосовується, щоб пояснити результати експериментального дослідження великих магнітодеформаційних ефектів в  $\text{Ni}_2\text{MnGa}$ .

Розглянемо загальні термодинамічні властивості матеріалів, які можуть показувати, як ферроеластичні, так і ферромагнітні властивості. Більшість серед сплавів з пам'яттю форми зазвичай демонструють деформаційну поведінку в мартенситному стані, як результат перерозподілу відносних фракцій двійникових варіантів під впливом зовнішніх прикладених механічних

напружень, які і призводять до переміщення двійкових границь. Феромагнітні матеріали з пам'яттю форми мають додаткову можливість активізувати деформацію у внутрішньо здвійникованій мартенситній фазі, шляхом прикладення магнітного поля при одночасному намагнічуванні матеріалу. Згідно загальним термодинамічним принципам, як механічні, так і магнітні властивості подібного типу матеріалів можуть бути представлені відповідними рівняннями стану:

$$\sigma = \sigma(\varepsilon, h) \quad (9.1)$$

$$m = m(\varepsilon, h) \quad (9.2)$$

де, рівняння (9.1) відображає механічні властивості матеріалу через співвідношення між деформацією та напруженнями через  $\sigma - \varepsilon$  - рівняння у присутності магнітного поля  $h$  і рівняння (9.2), яке визначає магнітне рівняння стану і дає значення намагнічення,  $m$  як функції прикладеного магнітного поля  $h$  і деформації  $\varepsilon$ . Ці рівняння можуть бути отримані із відповідного термодинамічного потенціалу як вказано нижче:

$$\sigma(\varepsilon, h) = \frac{\partial}{\partial \varepsilon} \tilde{G}(\varepsilon, h) \quad m(\varepsilon, h) = -\frac{\partial}{\partial h} \tilde{G}(\varepsilon, h) \quad (9.3)$$

де,

$$\tilde{G}(\varepsilon, h) = G(\varepsilon, h) - hm(\varepsilon, h) \quad (9.3a)$$

і  $G(\varepsilon, h)$  вільна енергія Гіббса одиниці об'єму, взята при фіксованій температурі і зовнішньому тиску. Обидва рівняння стану не є цілком незалежні функції і повинні задовольняти відомим правилам Максвела:

$$\frac{\partial}{\partial h} \sigma(\varepsilon, h) = -\frac{\partial}{\partial \varepsilon} m(\varepsilon, h) \quad (9.4)$$

Інтеграція цього рівняння відносно магнітного поля при фіксованій деформації, стартуючи від  $h = 0$  дає важливе представлення механічного рівняння стану, зокрема, ефект обумовлений магнітним полем:

$$\sigma(\varepsilon, h) = \sigma_0(\varepsilon) - \frac{\partial}{\partial \varepsilon} \int_0^h dm(\varepsilon, h) \quad (9.5)$$

Згідно з цим рівнянням, зовнішнє напруження з лівого боку, збалансоване справа двома вкладками: чисто механічним напруженням  $\sigma(\varepsilon, 0) = \sigma_0(\varepsilon)$ , що відповідає механічному двійникуванню матеріалу при  $h = 0$  і додатковим магнітно індукованим напруженням, яке представляється другим членом справа в цьому рівнянні. Також важливо відзначити, що весь вплив магнітного поля на механічні властивості безпосередньо визначається залежністю намагнічення від деформації. Іншими словами, при відсутності такої залежності магнітне поле не може індукувати деформаційні процеси. У важливому випадку, коли зовнішнє механічне напруження відсутнє  $\sigma = 0$ , можна отримати загальне рівняння, що визначає польову залежність магнітно індукованої деформації (яку звичайно називають по аналогії зі звичайними мартенситними перетвореннями ефектом магнітної пам'яті форми або MSM-ефект), як вказано нижче:

$$\sigma_0(\varepsilon) = \frac{\partial}{\partial \varepsilon} \int_0^h dh m(\varepsilon, h) \quad (9.6)$$

Важливо відзначити, що його розв'язки  $\varepsilon = \varepsilon^{MSM}(h)$  залежать як від магнітних властивостей матеріалу так і від його чисто механічних характеристик, що описують процеси двійникування під дією зовнішніх механічних напружень у відсутності магнітного поля. Пізніше, у наступних підрозділах ці розв'язки будуть обговорюватися детальніше, а поки що приведемо просте лінеаризоване рішення:

$$\varepsilon^{MSM}(h) = \left( \frac{d\sigma_0}{d\varepsilon} \right)_{\varepsilon=0}^{-1} \left( \frac{\partial}{\partial \varepsilon} \int_0^h dh m(\varepsilon, h) \right)_{\varepsilon=0} \quad (9.7)$$

яке може використовуватися, коли  $\varepsilon = \varepsilon^{MSM}(h)$  багато менше, ніж характерна величина структурної тетрагональної деформації  $\varepsilon_0$  що виникає при мартенситному перетворенні. Рівняння (9.7) впливає з найнижчого порядку Тейлорівського розкладу в ряд застосованого до рівняння (9.6), яке є прийнятним при  $\varepsilon \ll \varepsilon_0$  що спостерігається в деяких експериментах і які ми обговоримо нижче.

Згідно (9.6) і (9.7), намагнічення і його залежність від деформації є одним з факторів, відповідальних за магнітно індуквані деформаційні ефекти в MSM-матеріалах і має бути одною з головних тем для подальшого деталізованого обговорення і моделювання.

Розглянемо типову ситуацію, що відповідає вимірюванням великих деформацій, індукованих магнітним полем в тетрагональному внутрішньо

здвійникованому мартенситі  $\text{Ni}_2\text{MnGa}$  отриманому шляхом мартенситного перетворення аустенітного монокристалу і досліджену у роботі [224], коли магнітне поле прикладається уздовж напрямку  $[100]$  материнської аустенітної фази і вимірювання деформації виконувалися в тому ж самому напрямі. В даному випадку кристалографічні напрямки  $[100]$ ,  $[010]$ ,  $[001]$  для кожного можливого двійникового варіанту тетрагональної мартенситної фази будуть майже паралельні до зовнішнього прикладеного магнітного поля. Точніше, очікуються деякі додаткові маленькі повороти осей тетрагональної фази, але відповідні кути повороту не можуть перевищувати декількох градусів у випадку з  $\text{Ni}_2\text{MnGa}$  і ними можна знехтувати для простоти. На Рис.9.42 схематично показано очікувані орієнтації напрямків намагнічування та прикладеного магнітного поля, кристалографічні орієнтації і очікувані криві намагнічення для трьох можливих тетрагональних варіантів мартенситної фази.

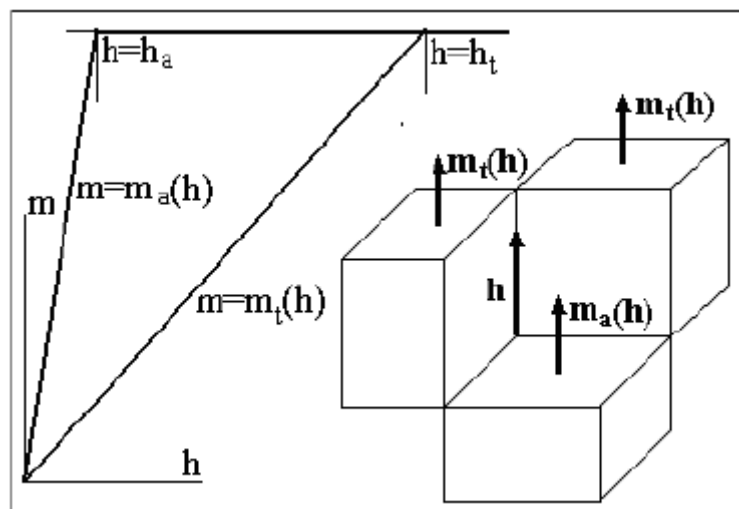


Рис. 9.42. Схематичне представлення орієнтації магнітного поля і поведінки намагнічення для трьох різних кристалографічних варіантів тетрагональної мартенситної фази

Таким чином, магнітне поле прикладається уздовж тетрагональної осі симетрії тільки для одного з двійкових варіантів (який ми будемо називати тут аксіальним, а-тип) і одночасно в поперечному напрямі по відношенню до осей тетрагональної симетрії інших двох (трансверсальних, або t-тип) варіантів. Дослідження поведінки намагнічення в  $\text{Ni}_2\text{MnGa}$ , що виконувалися для одного монокристалного тетрагонального варіанту мартенсита, отриманого методом механічного одноосного стискування [229], показало значну різницю між кривими намагнічування уздовж тетрагональної осі симетрії  $[100]$  в порівнянні з двома іншими трансверсальними напрямками  $[010]$  і  $[001]$ .

Було встановлено що, що вісь тетрагональної симетрії є найлегшим напрямком намагнічування, яке завершується при значно менших значеннях поля насичення  $h_a$ , ніж поле насичення  $h_t$ , що характеризує намагнічення в двох інших жорстких поперечних напрямках, як це є схематично показано на Рис.9.42. У загальному випадку, обчислення намагнічення матеріалу зі складною геометрією двійникової мікроструктури вимагає розробки деяких спеціальних підходів. У даному дослідженні ми проігноруємо, для простоти, подібний тип проблем і залишимо їх для розгляду в майбутньому. Зважаючи на присутність магнітної анізотропії і відмінності в поведінці намагнічення між аксіальним  $m_a(h)$  і поперечним двійниковими варіантами  $m_t(h)$ , ми розглянемо просту модель намагнічування для мультिवаріантного внутрішньо здвійникового мартенситного стану, яка дає основні вклади в намагніченість такого зразка, нечутливу до тонких деталей двійникової мікроструктури.

В цій моделі мультिवаріантна мартенситна мікроструктура розглядається, як композитний матеріал, складаючись з легкої області намагнічення, зайнятої двійниками аксіального типу і області жорсткого намагнічування зайнятої двома поперечних двійниковими варіантами. Позначаючи, як  $x$  сумарну об'ємну фракцію, зайняту аксіальними двійниками і  $(1 - x)$  – для двійників трансверсального типу відповідно, можна записати макроскопічне намагнічення матеріалу, як вказано нижче:

$$m(\varepsilon, h) = xm_a(h) + (1-x)m_t(h) \quad (9.8)$$

де,  $m_a(h)$  і  $m_t(h)$  - є намагніченості одиниці об'єму для аксіального і поперечного варіантів, відповідно. З іншого боку, компонента макроскопічної двійникової деформації уздовж напрямку поля може бути знайдена з наступного рівняння:

$$\varepsilon = x\varepsilon_a + (1-x)\varepsilon_t(h), \quad (9.9)$$

де,  $\varepsilon_a = \varepsilon_0$   $\varepsilon_t = -\frac{1}{2}\varepsilon_0$  елементи діагональної матриці, що представляють відносне тетрагональне спотворення мартенситної кристалічної решітки уздовж її тетрагональної осі і двох поперечних напрямках, відповідно. Величина стискання  $\varepsilon_0 = 5.4\%$  уздовж тетрагональної осі симетрії може бути легко знайдена з даних по параметрам кристалічних ґраток мартенсита і аустеніта  $Ni_2MnGa$ . Можна легко виключити залежність від фракції  $x$  з цих двох рівнянь і отримати залежність намагнічення, як функції макроскопічної деформації для внутрішньо здвійникового мартенситного стану даного матеріалу:

$$m(\varepsilon, h) = \left( \frac{1}{3} m_a(h) + \frac{2}{3} m_t(h) \right) + \frac{2}{3} (\varepsilon / \varepsilon_0) (m_a(h) - m_t(h)) \quad (9.10)$$

Це рівняння негайно відтворює всі головні особливості експериментальної кривої намагнічування, зокрема різку зміну її нахилу при  $h = 1.75 \text{ kOe}$ , як вказано на Рис.9.43. Ця особливість з'являється точно при  $h = h_a$ , де легка стадія процесу намагнічування у внутрішній частині аксіальної області двійнкових варіантів завершується повним насиченням. Згідно (9.10)  $m(\varepsilon_0, h) = m_a(h)$  і  $m\left(-\frac{1}{2}\varepsilon_0, h\right) = m_t(h)$  так, що можна використати цей факт, щоб отримати обидва значення полів насичення  $h_a = 1.75 \text{ kOe}$  і  $h_t = 8 \text{ kOe}$  з експериментальної кривої намагнічування виміряної в мультिवаріантному стані з приблизно рівними фракціями всіх трьох мартенситних варіантів. Це підтверджується тим, що модельна крива намагнічування  $m(0, h)$ , яка рорахована для нульового значення деформації (що відповідає рівності фракцій всіх трьох варіантів) практично демонструє такий же тип поведінки, має відповідну особливість в нахилі і приблизно співпадає з експериментальною.

Другий член в рівнянні (9.10), лінійно залежний від деформації дає вклад безпосередньо зв'язаний з MSM-ефектом, і може бути легко узятий до уваги тільки після його обчислення. Можна також отримати остаточне рівняння, що представляє вплив магнітного поля на деформацію, використовуючи основні співвідношення (9.7), отримані перед тим, на основі нашого попереднього термодинамічного розгляду:

$$\varepsilon^{MSM}(h) = \frac{2}{3} \left( \varepsilon_0 \frac{d\sigma_0}{d\varepsilon} \right)_{\varepsilon=0}^{-1} \int_0^h dh (m_a(h) - m_t(h)) \quad (9.11)$$



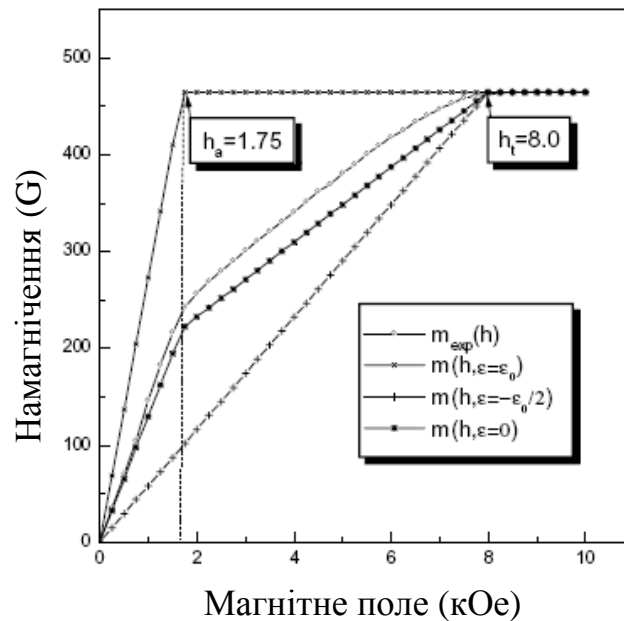


Рис. 9.43. Експериментальні і модельні криві намагнічування уздовж напрямку [001], що показують вплив стискуючої і розтягуючої деформації на макроскопічне намагнічування мартенситної фази, викликане відносною зміною фракцій різних двійникових варіантів.

Як випливає з цього рівняння, два чинники визначають значення деформації і її польової залежності. Перший є обернено пропорційним до початкового нахилу кривої деформація - напруження і може бути знайдений із звичайного механічного тестування без прикладення магнітного поля. Інтегральний фактор відображає ефект магнітної анізотропії і визначає функціональний вид залежності деформації від магнітного поля. Зокрема у відсутності анізотропії намагнічення, коли  $m_a(h) = m_t(h)$  індукований магнітним полем деформаційний ефект також зникає. Рівень насиченості деформації досягається разом з насиченням намагніченості при  $h = h_t$  і вище, де  $m_a(h) = m_t(h) = m_{sat}$  де матеріал має максимальне значення намагнічення. Можна легко отримати відповідне значення магнітно індукованої деформації насичення, виконуючи необхідні інтеграції в рівнянні (9.11), як вказано нижче:

$$\varepsilon_{sat}^{MSM} = \frac{1}{3} \left( \varepsilon_0 \frac{d\sigma_0}{d\varepsilon} \right)_{\varepsilon=0}^{-1} m_{sat} (h_t - h_a) \quad (9.12)$$

Точна кількісна оцінка деформації насиченості вимагає, взагалі, встановлення кривих напруження-деформація для звичайного механічного

двійникування при відсутності магнітного поля. Тут, ми використовуємо просту оцінку для  $d\sigma_0/d\varepsilon \approx \sigma_0/\varepsilon_0$ . Так, що

$$\varepsilon_{sat}^{MSM} = \frac{1}{3}(\sigma_0)^{-1} m_{sat} (h_t - h_a) \quad (9.12a)$$

де характеристичне напруження  $\sigma_0$ , що представляє механічну поведінку при двійникуванні матеріалу, як очікується, має бути порядку 20MPa в 5М мультिवаріантному мартенситі сплаву Ni<sub>2</sub>MnGa. Використовуючи також значення  $h_t = 8kOe$ , та  $h_a = 1.75kOe$ , а також  $m_{sat} = 475G$ , знайдені з аналізу кривої намагнічення, можна отримати просту оцінку:  $\varepsilon_{sat}^{MSM} = 0.49\%$ .

Точніша оцінка, яка витікає з результатів механічного тестування, дає  $d\sigma_0/d\varepsilon \approx (2 \sim 3)\sigma_0/\varepsilon_0$ . Тому,  $\varepsilon_{sat}^{MSM} = (0.24 \sim 0.16)\%$ , що знаходиться в кращому кількісному узгодженні з  $\varepsilon_{sat}^{MSM} = 0.14\%$ , що близько до знайденого в роботі [277] експериментального значення.

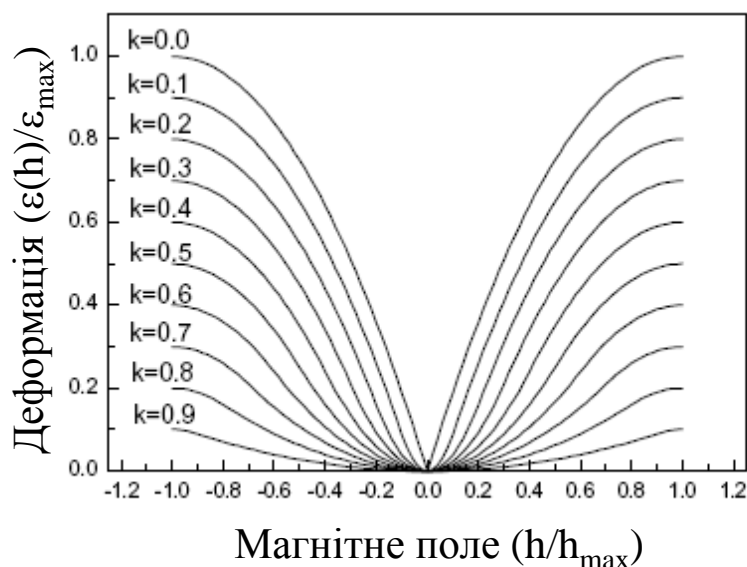


Рис. 9.44. Вплив магнітної анізотропії на польову залежність магнітно індукованої деформації як функції магнітного поля відповідно до модельних обчислень.

Для досягнення більших магнітодеформаційних ефектів, співмірних із величиною структурної тетрагональної дисторсії  $\varepsilon_0 = 5\%$  будуть потрібні матеріали з дуже низьким значенням напружень переддвійникування  $\sigma_0 = 2MPa$ . Це завдання може розглядатися як досить реалістичне, тому що про спостереження  $\sigma_0 = 2MPa$  [223] були повідомлення в деяких публікаціях.

Рис. 9.44 показує польову поведінку деформації, яке витікає з моделі, її зміну для різних значень відносного параметра магнітної анізотропії  $k = h_a / h_t$ , визначеного як відношення між величинами аксіального та трансверсального полів насичення.

Величина безрозмірної магнітно індукованої деформації  $\varepsilon^{MSM}(h) / \varepsilon_{\max}$ , нормалізованої на

$$\varepsilon_{\max} = \frac{1}{3} \left( \varepsilon_0 \frac{d\sigma_0}{d\varepsilon} \right)_{\varepsilon=0}^{-1} h_t m_{sat} \quad (9.13)$$

зростає від нульового значення при  $k = 1$  одночасно з відповідною зміною форми кривих залежності від магнітного поля і показує максимальний можливий деформаційний ефект і особливий лінійний тип поведінки деформації в області низьких значень поля при  $k = 0$ . Цей випадок відповідає максимально сильній анізотропії, коли аксіальне поле насичення стає нескінченно малим  $h_a \rightarrow 0$  і  $m_a(h)$  негайно досягає свого рівня насиченості, що починається від довільно низького магнітного поля, а потім все ще залишається постійним протягом подальшого процесу намагнічування. Тому, можна заключити, що лінійна низькопольова поведінка, яка часто впливає в деяких розроблених моделях [230] безпосередньо зв'язана з їх припущенням про повну насиченість намагнічення для аксіального типу двійкових варіантів. Згідно обговорюваної в даному підрозділі моделі таке припущення може бути фізично розумним виключно в граничному випадку  $h_a \rightarrow 0$ . У іншому випадку, деформація показує нормальний параболічний тип поведінки в області низьких значень поля  $h \ll h_a$ , що повністю узгодується з експериментальними спостереженнями. Така добра відповідність між модельними і експериментальними результатами показана на Рис. 9.45. Тут ми знехтували маленькими гістерезисними ефектами, які зазвичай спостерігаються, маючи на увазі дати детальніше обговорення цієї проблеми, використовуючи деякі новітні розробки і кількісні підходи до гістерезисних явищ в матеріалах з пам'яттю форми в наступних підрозділах.

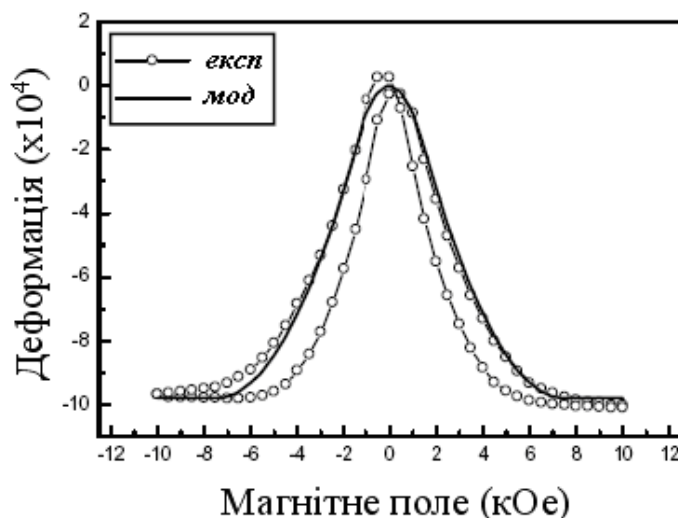


Рис. 9.45. Магнітодеформаційний ефект: порівняння результатів модельних розрахунків з експериментом

### 9.2.2. Магнітоконтрольований рух двійникових границь і гігантські магнетомеханічні ефекти в сплаві з пам'яттю форми $\text{Ni}_2\text{MnGa}$

В цьому підрозділі обговорюються деякі нові експериментальні результати та узагальнена кількісна модель, що описує гігантські магнітодеформаційні ефекти, які спостерігалися останнім часом в деяких феромагнітних сплавах з ефектом магнітної пам'яті форми [231]. Зокрема, аналізується нещодавно знайдений гігантський магнітодеформаційний ефект в деяких нестехіометричних сплавах  $\text{Ni}_2\text{MnGa}$  та їх основні механічні і магнітні властивості.

Деякі сплави з магнітною пам'яттю форми були недавно запропоновані, як загальний шлях для розробки нового класу магнітно-контрольованих матеріалів, які дозволять генерувати великі значення деформації в таких матеріалах шляхом прикладення магнітного поля. Численні матеріал-кандидати з магнітною пам'яттю форми були досліджені, зокрема  $\text{Ni}_2\text{MnGa}$ ,  $\text{Co}_2\text{MnGa}$ ,  $\text{FePt CoNi}$ , і  $\text{FeNiCoTi}$ , протягом минулих небагатьох років. Значні магнітно керовані ефекти деформації, як очікувалося можуть спостерігатися в цих системах. До останнього часу, найбільший ефект деформації в магнітному полі було досягнуто в сплаві з пам'яттю форми гейслерового феромагнетика  $\text{Ni}_2\text{MnGa}$ . Найкращий результат по індукованому магнітним полем деформаційному ефекту було повідомлено деякий час тому [224], який не перевищував 0.2-0.3% значення такої магніто-індукованої деформації в області магнітних полів порядку 8 kOe в мартенситному стані для майже стехіометричних зразків монокристалів сплаву  $\text{Ni}_2\text{MnGa}$ . Недавно, декілька

дослідницьких груп [232] повідомило про спостереження насправді супер-великого, більш ніж 5% індукованої магнітним полем деформації в деяких нестехіометричних сплавах  $\text{Ni}_2\text{MnGa}$  надзвичайно близької до величини 5.78%, співмірної з коефіцієнтом тетрагонального стискування мартенситної кристалічної ґратки. Ці нові сплави  $\text{Ni}_2\text{MnGa}$ , що показують ефект гігантської індукованої магнітним полем деформації, демонструють одночасно декілька надзвичайно цікавих фізичних ефектів та новий характер поведінки для деяких магнітних та механічних характеристик, які є дуже відмінними від тих що раніше доповідалися в  $\text{Ni}_2\text{MnGa}$  з нижчим ( $< 0.3\%$ ) ефектом магніто-індукованої деформації.

Один з таких нових нестехіометричних сплавів  $\text{Ni}_{48}\text{Mn}_{30}\text{Ga}_{22}$  недавно був детально досліджений з різних точок зору. Цей сплав, як було знайдено, піддається мартенситному перетворенню при температурі близько  $35^\circ\text{C}$  з впорядкованої по L21 кубічної структури Гейслера з параметром кристалічної ґратки  $a = 0.582 \text{ nm}$  в тетрагональну, так звану 5M модульвану структуру, з параметрами тетрагональної кристалічної ґратки  $a=b=0.594 \text{ nm}$  і  $c=0.562 \text{ nm}$ , відповідно. Було встановлено, що мартенситна фаза є феромагнітною та внутрішньо здвійникована. Зразу після мартенситного перетворення вона містить суміш всіх симетрично еквівалентних мартенситних варіантів варіантів, здвійникованих зазвичай по площинах типу  $\{110\}$  аустенітної фази. Орієнтація їх С-осей майже паралельна до  $[100]$  напрямів материнської кубічної фази. Ці напрями тетрагональної симетрії є одночасно осями легкого намагнічування для кожного мартенситного моноваріанту. Для сплавів  $\text{Ni}_2\text{MnGa}$ , що показують такі гігантські індуковані магнітним полем ефекти деформації, було також встановлено дуже низькі значення одноосних стискуючих напружень порядку 2-3 МПа, які треба прикласти ( уздовж  $[100]$  або уздовж  $[010]$  напрямів, перпендикулярних до осі легкого намагнічування ) для повного передвійникування одного мартенситного моноваріанту в інший шляхом поступового переміщення двійникових границь між цими двома варіантами. Це набагато менше, ніж це спостерігалось в деяких ранніх дослідженнях цих сплавів (15-20МПа [222,223]). Це пов'язано з тим, що відразу після мартенситного перетворення сплави перебувають в мультिवаріантному стані і для переводу їх в одноваріантний стан справді потрібні такі значні напруження і згідно з результатами попереднього підрозділу, очікувані магнітно деформаційні ефекти є значно меншими.

Таким чином, нові сплави, які здатні демонструвати надзвичайно великі магнітно індуковані деформаційні ефекти мусять мати дуже просту двоваріантну двійникову мікроструктуру і як наслідок, надзвичайно низькі значення напружень передвійникування. Як результат, один мартенситний

моноваріант може бути легко перетворений в інший через механізм переміщення двійникових границь, як шляхом прикладення зовнішніх механічних напружень, так і зовнішнього магнітного поля.

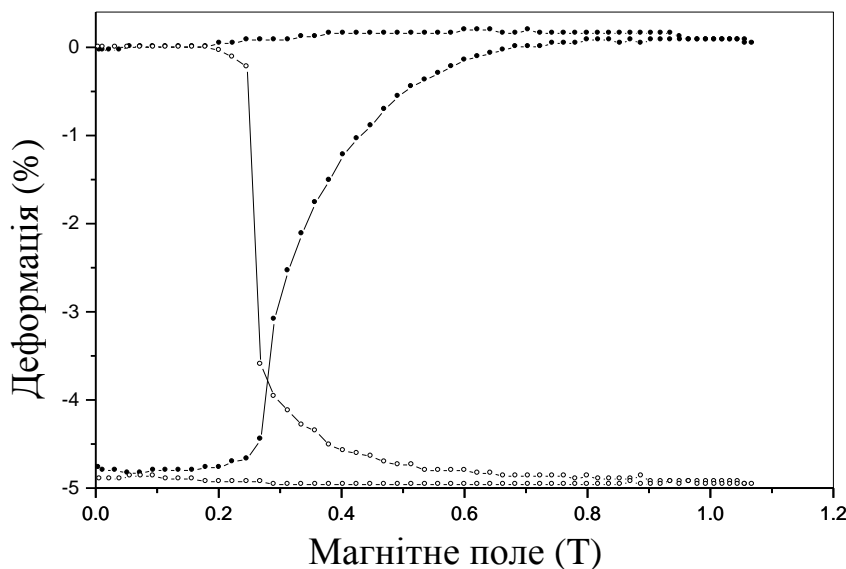


Рис. 9.46. Гігантські стискуючі та розтягуючі магнітодеформаційні ефекти індуковані прикладенням магнітного поля в сплав  $\text{Ni}_{48}\text{Mn}_{30}\text{Ga}_{22}$

Наприклад, на Рис. 9.46 показано приклад гігантської, 5% магнітно індукованої деформації пов'язаної з прямим і зворотним процесами індукованого магнітним полем перетворення між двома мартенситними двійниковими варіантами в зразку  $\text{Ni}_{48}\text{Mn}_{30}\text{Ga}_{22}$ . Максимальне значення індукованої магнітним полем деформації, досягнуте в цьому новому сплаві, лише трохи менше порівняно з природним кристалографічним обмеженням для можливої двійникової деформації, обумовленої коефіцієнтом тетрагональності  $1-c/a = 5.78\%$ , очікуваної для двійникування в цьому матеріалі.

В цих експериментах, зразок матеріалу у вигляді прямокутної призми готується спочатку в моноваріантному стані шляхом одноосного механічного стискування мультिवаріантного зразка уздовж однієї з кубічних осей, до його повного перетворення в одноваріантний стан. У такому стані, зразок є монокристалом мартенситної фази з тетрагональною віссю симетрії, паралельною напрямку стискування, і одночасно легким напрямком намагнічування. Після чого, зовнішнє магнітне поле прикладається перпендикулярно до цього напрямку уздовж однієї з осей важкого намагнічування. Намагаючись знизити вільну енергію намагнічування, зразок починає перетворюватись шляхом утворення іншого двійникового варіанту, легка вісь намагнічування якого паралельна прикладеному полю. При цьому відбувається поступове стискання зразка вздовж магнітного поля в процесі його

зростання. В кінцевій стадії, початковий моноваріант мартенсита майже повністю перетворюється в інший двійниковий варіант. При послідовному зменшенні магнітного поля до нульового значення, зразок практично залишається в цьому другому стані без будь якої значної зворотної деформації, як показано білими кружками на Рис.9.46. Для того, щоб повернути зразок в початковий стан, потрібно змінити напрямок магнітного поля, і прикласти його вздовж осі попереднього механічного стискування, яка тепер у новому стані стала напрямком важкого намагнічування. В результаті, процес перетворення іде в зворотньому напрямку і зразок повністю відновлює свою початкову форму. Цей зворотний процес показано на Рис.9.46 чорними кружками.

Слід зауважити, що в точності повторивши всю описану процедуру, але прикладаючи замість магнітного поля одноосні механічні напруження, можна також зреалізувати повний двійниковий цикл перетворення між двома мартенситними варіантами і отримати залежності, подібні до тих, що представлені на Рис.9.46. Таким чином, можна заключити, що магнітодеформаційні ефекти і дія магнітного поля, в деякому сенсі, еквівалентна прикладенню певного еквівалентного одноосного магнітного напруження.

З попередньо обговорених експериментальних результатів щодо гігантських індукованих магнітним полем магнітодеформаційних ефектів в  $Ni_{48}Mn_{30}Ga_{22}$ , випливає ще один цікавий спосіб реалізації повного циклу переддвійникування та отримання великих деформаційних ефектів. Він полягає у використанні постійного та достатнього по величині (0.6-0.7T) магнітного поля, що змінює напрям, обертаючись навколо зразка в площині осей легкого намагнічування двох двійникових варіантів мартенсита. В такому випадку також відбувається циклічне взаємоперетворення між цими двома мартенситними варіантами і відповідна циклічна зміна форми зразка. Така схема також була нами зреалізована та використана для прямого спостереження переміщення двійникових границь. Такі експерименти прямо довели, що єдиним фізично правильним механізмом індукованих магнітним полем деформаційних ефектів в  $Ni_{48}Mn_{30}Ga_{22}$  є двійникування.

Наступний Рис.9.47 представляє дані прямого спостереження перетворення між двома двійниковими варіантами мартенситної фази в тому ж зразку  $Ni_2MnGa$  через механізм контрольованого магнітним полем переміщення двійникових границь при обертанні магнітного поля [231].

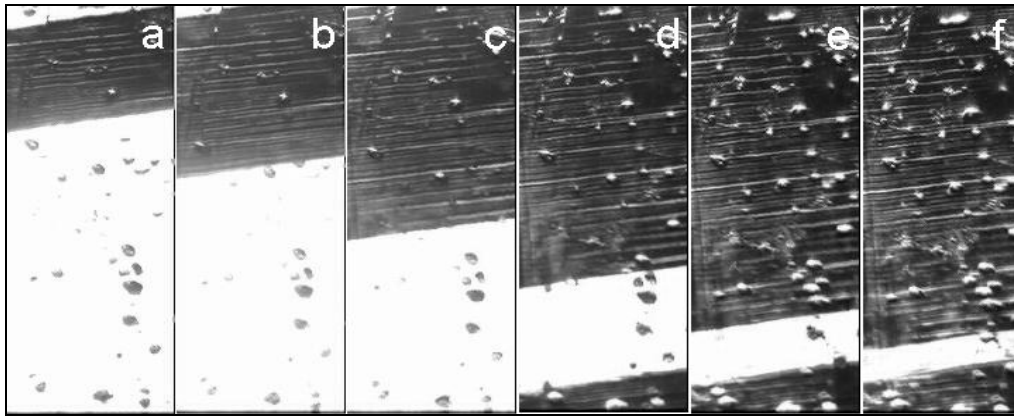


Рис. 9.47. Послідовні стадії магніто-контрольованого переміщення двійникових границь, яке спостерігалось в постійному магнітному полі 0.6Т, що оберталося, в сплавi  $\text{Ni}_{48}\text{Mn}_{30}\text{Ga}_{22}$

Експерименти проводилися таким чином, що попередньо добре відшліфований в моноваріантному стані досліджуваний зразок  $\text{Ni}_{48}\text{Mn}_{30}\text{Ga}_{22}$  поміщався в спеціальному тримачі, який не дозволяв зразкові повертатися при зміні напрямку зовнішнього поля і, в той же час, зразок міг вільно деформуватися шляхом двійникування під дією поля. В результаті магнітно індукованого процесу двійникування на поверхні зразка з'являвся рельєф обумовлений утворенням та переміщенням двійникових границь, який легко спостерігався за допомогою довгофокусного оптичного мікроскопа, оснащеного цифровою камерою для фіксації результатів спостереження. Зразок з тримачем поміщався по центру між полюсами потужного постійного магніта, що міг обертатися навколо зразка.

Ці експерименти безпосередньо підтверджують магнітно контрольоване двійникування, як головний фізичний механізм, відповідальний за над-великі магнітодеформаційні ефекти, знайдені в цьому матеріалі.

Одночасно, певні важливі кроки були здійснені протягом минулих декількох років з приводу встановлення фізичної природи магніто-механічних явищ, що спостерігаються в сплавах з магнітною пам'яттю форми. James & Wuttig [233] розвивали моделі магнітомеханічних явищ, засновані на припущенні, вперше сформульованому Ullakko, про однорідність та постійну орієнтацію локальної намагніченості вздовж локальних осей легкого намагнічування всередині кожного з двійникових варіантів. O'Handley [287] вперше включив до розгляду ефекти повороту намагнічення обертання разом із звичайним Зеєманівським вкладом до енергії намагнічування. Likhachev & Ullakko [280, 281] розвинули загальний термодинамічний підхід заснований на співвідношеннях Максвела і вперше отримали базові магнітомеханічні



рівняння стану, що встановлюють загальний баланс, як магнітних, так і механічних рушійних сил для матеріалів з магнітною пам'яттю форми. Остання модель була також успішно застосована, щоб пояснити кількісно результати експериментальних досліджень великих магнітно індукованих деформацій, отриманих на ранніх стадіях дослідження сплаву  $\text{Ni}_2\text{MnGa}$  [224]. Зокрема, згідно нашої модельної оцінки, зробленої в [228], максимально можливі значення індукованої магнітним полем деформації можуть бути досягнуті тільки в матеріалах з дуже низькими ( $< 2$  МПа) значеннями напружень механічного двійникування. Останні дані отримані для двоваріантного двійникування в  $\text{Ni}_2\text{MnGa}$ , де одночасно спостерігалися приклади надзвичайно високих магнітоіндукованих деформацій, цілком підтвердили ці оцінки.

В даному підрозділі будуть обговорені деякі нові експериментальні результати та декілька нових ефектів недавно знайдених в нестехіометричних сплавах  $\text{Ni}_2\text{MnGa}$ , які безпосередньо пов'язані з їх здатністю демонструвати гігантські магнітоіндуковані деформаційні ефекти. Ми також представляємо деякий узагальнений підхід до проблеми великих деформаційних ефектів, що базуються на більш детальному розгляді вільної енергії намагнічування та концепції універсальності рушійних сил, які дозволяють краще зрозуміти її важливу роль. Нарешті, наші модельні рівняння стану будуть застосовані, щоб пояснити деякі нові експериментальні результати.

### 9.2.3. Вільна енергія намагнічування і концепція магнітних рушійних сил

Починаючи від найпростішої фізичної ідеї, вперше ясно сформульованої в [225], загалом очікувалося, що великі макроскопічні механічні деформації, що індукуються магнітним полем в деяких сплавах з магнітною пам'яттю форми, можуть бути реалізовані через механізм утворення та переміщення двійникових границь шляхом перерозподілу відповідних фракцій різних двійникових варіантів мартенситної фази в зовнішньому магнітному полі. В даному випадку, також очікувалося, що основні термодинамічні рушійні сили повинні мати магнітну природу і бути прямо пов'язаними з високою анізотропією намагнічування і істотними різницями в вільних енергіях намагнічування для різних двійникових варіантів мартенсита. Слід зазначити, що деякі ранні моделі розглядали кожен двійник, як область, однорідно намагнічену до насичення з жорстко фіксованим напрямком намагнічення вздовж легкої осі намагнічування. Цей підхід передбачав тільки єдиний суттєвий вклад вільної енергії у вигляді Зеєманівської енергії одного з мартенситних варіантів з локальним намагніченням паралельним зовнішньому полю. Інший двійниковий варіант вносив нульовий вклад, оскільки в ньому локальний напрям

намагнічування є перпендикулярним до зовнішнього поля, а поворот вектора намагнічування вважався неможливим через високе значення енергії магнітної анізотропії. Таким чином в рамках такої моделі очікувалося нічим не обмежене лінійне зростання магнітної рушійної сили при зростанні прикладеного магнітного поля. Відповідно, також очікувалося, що можна легко отримати значні магнітно індуквані деформаційні ефекти в таких ферромагнітних сплавах пам'яттю форми через механізм переміщення двійкових границь, просто, збільшуючи значення магнітного поля до тієї величини, яка буде достатня для повного передвійникування зразка. Стало зрозуміло дещо пізніше [231,234,235,236], що подібні оптимістичні очікування не є достатньо обгрунтованими з двох причин. По-перше, тому що кожна двійкова зона не є одночасно одним магнітним доменом однорідно намагніченим до насичення, але повинна містити мультидоменну внутрішню магнітну мікроструктуру, яка для одноосних ферромагнетиків типово складається з  $180^\circ$  конфігурацій магнітних доменів. В результаті, локальне середнє значення намагнічення всередині кожного двійника не є константою і може бути змінена в магнітному полі, як завдяки переміщенню  $180^\circ$  міждоменних магнітних стінок в одному з мартенситних варіантів з легкою віссю паралельною полю, так і шляхом обертання векторів намагнічення всередині магнітних мікродоменів в другому з двійникових варіантів, де вісь легкого намагнічування є перпендикулярною до зовнішнього поля. По друге, головний висновок, що впливає з цієї точки зору, є те, що магнітна рушійна сила не може бути збільшена нескінчено шляхом збільшення величини магнітного поля, але завжди має бути обмеженою деяким максимальним значенням, незалежним від магнітного поля та пропорційним константі магнітної анізотропії. Ці значення є достатньо невисокими, тому не всі анізотропні ферромагнетики, а тільки дуже м'які (у сенсі механічних напружень, необхідних для двійникування) матеріали можуть бути хорошими кандидатами, щоб показувати дійсно великі індуквані магнітним полем ефекти деформації. Тому, дослідження магнітних властивостей є першим важливим завданням для кількісного обчислення магнітної рушійної сили і розуміння магнітомеханічної поведінки  $\text{Ni}_2\text{MnGa}$  та інших подібного типу сплавів.

Деякі результати, що демонструють основні магнітні властивості ферромагнітного сплаву  $\text{Ni}_{48}\text{Mn}_{30}\text{Ga}_{22}$  в мартенситному стані, показані на Рис.(9.44-9.45).

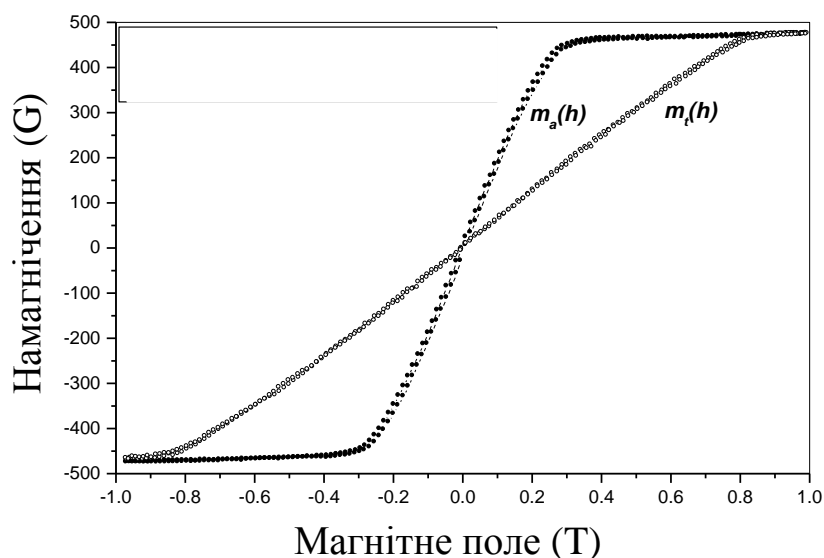


Рис. 9.48. Криві намагнічення уздовж легкої та жорсткої осей моноваріантного зразка  $\text{Ni}_{48}\text{Mn}_{30}\text{Ga}_{22}$

Спочатку, процеси намагнічування були детально досліджені для моноваріантного стану мартенситної фази. З цією метою, мультिवаріантний внутрішньо здвійникований зразок мартенсита, був спочатку перетворений в моноваріантний стан шляхом прикладення стискаючих напружень достатньої величини, а потім закріплений у спеціальному тримачі, жорстко зафіксувавши розміри зразка уздовж осі стискання. Така процедура була потрібна, щоб при вимірюванні намагнічування уникати індукованого магнітним полем деформаційного ефекту шляхом переміщення двійникових границь і результуючого перетворення між різними двійниковими варіантами протягом вимірів намагнічення. Дві петлі намагнічування, що показують польову залежність намагнічення  $m_a(h)$  уздовж легкої осі, а також уздовж одного з жорстких напрямів  $m_t(h)$  намагнічення, показані на Рис. 9.49. Різні механізми намагнічування для легкого і жорсткого напрямів намагнічування очікуються, відповідно. Зокрема, очікується, що переміщення  $180^\circ$  міждоменних магнітних стінок є основним механізмом намагнічення уздовж легкої осі. Тоді як механізм повороту антипаралельних векторів намагнічування всередині відповідних магнітних доменів без переміщення міждоменних магнітних стінок є, очевидно, відповідальним за поведінку намагнічення в жорсткому напрямі. Базуючись на цих результатах, відповідні вільні енергії намагнічування можуть бути обчислені з цих даних по намагнічуванню, як функції прикладеного магнітного поля, як вказано нижче:

$$g_a(h) = -\int_0^h m_a(h) dh \quad \text{і} \quad g_t(h) = -\int_0^h m_t(h) dh \quad (9.14)$$

результати таких розрахунків показуються на Рис. 9.49.

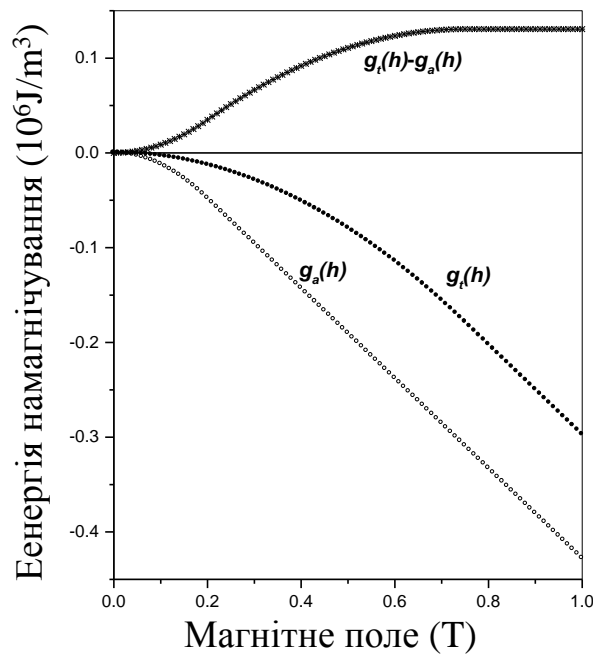


Рис. 9.49. Магнітна анізотропія і польова залежність вільної енергії намагнічування для легкого і жорсткого напрямів намагнічення  $\text{Ni}_{48}\text{Mn}_{30}\text{Ga}_{22}$  в моноваріантному стані

Енергія магнітної анізотропії визначена, як різниця цих вільних енергій також показна на цьому графіку. Зокрема, може бути легко знайдено, що магнітна рушійна сила, відповідальна за рух подвійних границь практично дорівнює енергії магнітної анізотропії.

Для цієї мети потрібно також знати вільну енергію намагнічення в багатоваріантному стані. Її залежність від відносних фракцій різних мартенситних варіантів є особливо важливою.

Рис. 9.50, наприклад, схематично показує типову для деяких нових двоваріантних двійникових мікроструктур сплавів  $\text{Ni}_2\text{MnGa}$ , орієнтацію легких і жорстких осей намагнічення для обох двійникових варіантів а також напрямок магнітної рушійної сили, яка зазвичай дає максимальне значення магнітоіндукованої полем деформації в цьому матеріалі.

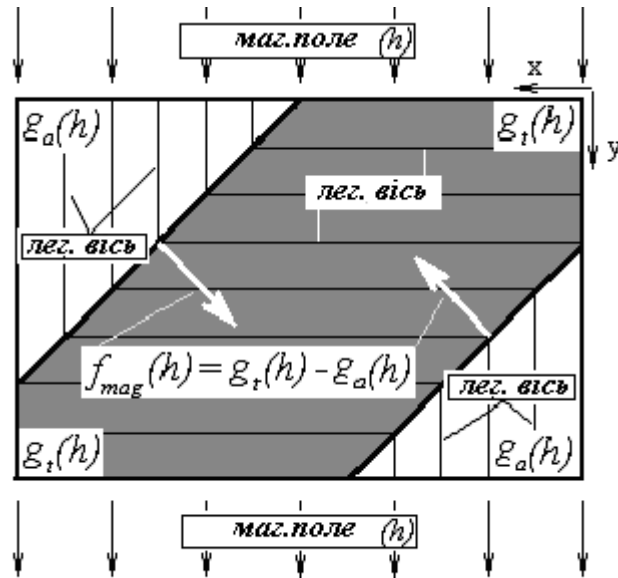


Рис. 9.50. Двоваріантна двійникова мікроструктура, орієнтація напрямків легкого намагнічення і магнітна рушійна сила, відповідальна, за переміщення двійникових границь в магнітному полі.

В даному випадку простої двоваріантної двійникової геометрії, легка вісь намагнічення першого варіанту (біла область) паралельна до прикладеного магнітного поля. Для другого варіанту (сірий колір) магнітне поле прикладається в поперечному жорсткому напрямі намагнічення. Далі, обидва ці варіанти називаються аксіальними (а), та і трансверсальними (т), відповідно. Визначивши вільні енергії намагнічування для обох двійникових варіантів  $g_a(h)$  та  $g_t(h)$  знайдені, наприклад, з експерименту, можна записати повну вільну енергію намагнічування на одиницю об'єму матеріалу наступним чином:

$$g_{mag}(h, x) = xg_a(h) + (1-x)g_t(h) = g_t(h) + x(g_a(h) - g_t(h)) \quad (9.15)$$

Тому, завдяки магнітній анізотропії вільна енергія намагнічення двоваріантного стану стає залежною від відносних фракцій  $x$  і  $1-x$ , зайнятих аксіальним та трансверсальним двійниковими варіантами, відповідно. Згідно нашому попередньому обчисленню вільної енергії намагнічення, показаної на Рис. 9.51.,  $g_a(h) < g_t(h)$ . Так що, можна зменшувати  $g_{mag}(h, x)$  від його максимального значення  $g_t(h)$  при  $x = 0$  до мінімального  $g_a(h)$  при  $x = 1$ , переміщаючи двійникові границі, як показано на Рис. 9.50. Відповідна магнітна рушійна сила, що переміщує двійникові границі уздовж їх нормальних напрямків, може бути знайдена на основі загальних термодинамічних співвідношень, як вказано нижче:

$$f_{mag}(h) = - \left[ \frac{\partial}{\partial x} g_{mag}(h, x) \right]_h = -(g_a(h) - g_i(h)) \quad (9.16)$$

Таким чином, ненульова магнітна рушійна сила, відповідальна за переміщення двійникових границь, з'являється в результаті одноосної магнітної анізотропії Ni<sub>2</sub>MnGa. Ця сила прикладена уздовж нормального напрямку двійникових границь і дорівнює різниці вільних енергій намагнічення між різними двійниковими варіантами. Магнітна рушійна сила є залежною від магнітного поля і ніколи не може перевищити деякий максимальний рівень, який досягається в полі насичення, як показано на Рис.8.. Максимальне оцінене значення  $0.13 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2$  досягається при  $h > 0.8 \text{ T}$  для сплаву NiMnGa.

Подібним чином, переміщувати двійникові границі можна також прикладаючи зовнішні механічні напруження. Відповідна механічна рушійна сила, що діє по нормалі до двійникової границі, як функція прикладеного напруження відома і може бути знайдена як вказано нижче:

$$f_{mec}(\hat{\sigma}) = \hat{\varepsilon}_0 \hat{\sigma} = \varepsilon_0 (\sigma_{xx} - \sigma_{yy}) \quad (9.17)$$

де  $\hat{\varepsilon}_0$  - матриця деформації, пов'язана з перетворенням, між двома двійниковими варіантами мартенситної фази. У XY координатах, показаних на Рис. 9.50., вона представляється як діагональна матриця як вказано нижче:

$$\hat{\varepsilon}_0 = \begin{pmatrix} \varepsilon_0 & 0 & 0 \\ 0 & -\varepsilon_0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix} \quad (9.18)$$

де  $\varepsilon_0 = 0.0579$  - значення деформації перетворення, при двійникуванні, яке може бути легко оцінене по даним параметрам кристалічної ґратки мартенситної фази:  $a=b = 0.5942 \text{ nm}$  і  $c = 0.5617 \text{ nm}$ . Це максимальне значення деформації, дозволене кристалографією двійникування в NiMnGa.

9.2.4. Правила універсальності і співвідношення між індукованими напруженням і магнітно контрольованими двійниковими деформаціями

На даний момент не існує якогось загального підходу, який дозволив би обчислити макроскопічну двійникову деформацію, як функцію рушійної сили. Проте, можна чекати, що незалежно від фізичної природи цих рушійних сил (магнітної, механічної, і т.п.), рівні за величиною рушійні сили, прикладені до двійникових границь, повинні справляти однакові за величиною макроскопічні

деформаційні ефекти. Ця очевидна фізична вимога, або правило універсальності означає, що макроскопічна двійникова деформація, має бути деякою універсальною функцією, залежною тільки від значення рушійної сили і незалежною від фізичної природи сили. Так, в разі плоского двійникування, обидві ненульові компоненти деформації можуть бути виражені через єдину універсальну функцію  $\varepsilon_{yy} = -\varepsilon_{xx} = \varepsilon^u(f)$ , залежну від нормальної рушійної сили  $f$  як вказано нижче:

$$\varepsilon_{yy} = -\varepsilon_{xx} = \varepsilon^u(f) \quad (9.19)$$

Використовуючи це рівняння, може представити, як механічно індуковану, так і магнітно індуковану деформації просто, підставляючи замість  $f$  або механічну рушійну силу або магнітну, відповідно:

$$\varepsilon_{yy}^{mec}(\sigma) = -\varepsilon_{xx}^{mec}(\sigma) = \varepsilon^u(\hat{\varepsilon}_0 \hat{\sigma}) \quad (9.20)$$

і

$$\varepsilon_{yy}^{mag}(h) = -\varepsilon_{xx}^{mag}(h) = \varepsilon^u(g_t(h) - g_a(h)) \quad (9.21)$$

Неважко, виключити невідому універсальну функцію  $\varepsilon^u(f)$  з рівняння (9.20, 9.21) і знайти, що  $\hat{\varepsilon}^{mag}(h)$  і  $\hat{\varepsilon}^{mec}(\hat{\sigma})$  мають приймати рівні значення, якщо б механічні і магнітні рушійні сили були б також рівні. Іншими словами:

$$\hat{\varepsilon}^{mag}(h) = \hat{\varepsilon}^{mec}(\hat{\sigma}), \text{ якщо } f_{mec}(\hat{\sigma}) = f_{mag}(h) \quad (9.22)$$

Наприклад, в разі одноосного стискуючого напруження ( $\sigma_{xx} = \sigma_{zz} = 0; \sigma_{yy} = -\sigma$ ), механічні і магнітні рушійні сили стають рівними при:

$$\sigma = \sigma_{mag}(h) = \varepsilon_0^{-1}(g_t(h) - g_a(h)) \quad (9.23)$$

Це негайно дає наступне важливе співвідношення

$$\hat{\varepsilon}^{mag}(h) = \hat{\varepsilon}^{mec}(\sigma_{mag}(h)), \quad (9.24)$$

яке дозволяє виконання кількісних обчислень магнітоіндукованої деформації та її польової залежності в різних сплавах з магнітною пам'яттю форми, використовуючи дані щодо механічного двійникування в нульовому полі. Згідно з рівняння (9.22), деформаційний ефект магнітного поля еквівалентний

деякому додатковому одноосному стискуючому напруженню. Цей еквівалентний магнітний тиск  $\sigma_{mag}(h)$  може бути легко обчислений з рівняння (9.23). Для цієї мети потрібно тільки знати магнітні властивості матеріалу і використовувати магнітні дані для обчислення магнітної рушійної сили, показані на Рис.(9.48-9.49). Максимальне еквівалентне магнітне напруження, яке може розвиватися в магнітному полі, знаходиться близько до 2.25 МПа в  $Ni_{48}Mn_{30}Ga_{22}$ .

З іншої сторони, згідно з результатами експериментів по механічному двійникуванню, показаних на Рис.9.51., одноосний механічний тиск, необхідний для повного передвійнкування зразка  $Ni_{48}Mn_{30}Ga_{22}$  від одного моноваріантного стану мартенситної фази до іншого по механізму переміщення двійникових границь не перевищує 2.5 МПа. Максимальне значення стискаючої деформації, яке може бути досягнуте при цьому навантаженні, складає близько 5.8%. Тому, завдяки такому дуже низькому значенню напружень двійникування, недавно знайденого в деяких сплавах NiMnGa, розрахункова величина магнітного напруження цілком достатня, щоб досягти досить високого 5% значення магнітоіндукованої деформації в цих нових матеріалах.

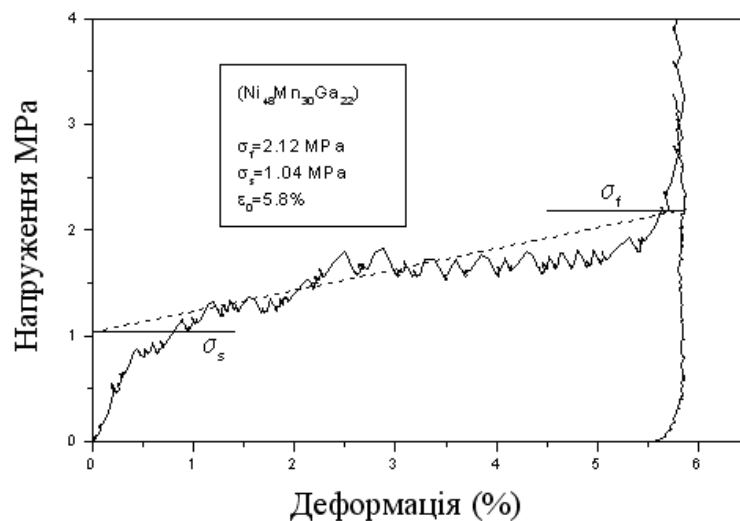


Рис. 9.52. Дані механічного тестування зразка  $Ni_{48}Mn_{30}Ga_{22}$  в процесі його передвійникування між двома варіантами мартенситної фази.

### 9.2.5. Модельні розрахунки магнітоіндукованої деформації $Ni_{48}Mn_{30}Ga_{22}$

Деякі результати практичних обчислень на основі розробленого модельного підходу представляються в цьому підрозділі. Зокрема, Рис.11. представляє петлю гістерезису для залежності між напруженням та деформацією, знайдену з експерименту а також набір відповідних модельних



кривих, які відповідають різним характеристичним значенням напружень двійникування. Прості Фермі-подібні функції використовувалися, як відповідна відповідна основа для аналітичної інтерполяції залежностей напруження-деформація для механічного двійникування.

$$\varepsilon_{\pm}^{mec}(\sigma) = \varepsilon_0 \left( 1 + \exp \frac{\pm \sigma_0 - \sigma}{\Delta \sigma} \right)^{-1} \quad (9.25)$$

Тут,  $\pm$  означає криві навантаження і розвантаження, відповідно.  $\sigma_0$  та  $\Delta \sigma$  характеристичні параметри, які можуть бути пов'язані з напруженнями початку  $\sigma_s = \sigma_0 - 2\Delta \sigma$ , і кінця  $\sigma_f = \sigma_0 + 2\Delta \sigma$  процесу двійникування. Метод найбільшого наближення між модельними функціями і експериментальними даними досягається при  $\sigma_0 = 1.56 \text{ МПа}$  і  $\Delta \sigma = 0.26 \text{ МПа}$  і показано на Рис.9.53 лінією, поміченою чорними кружками.

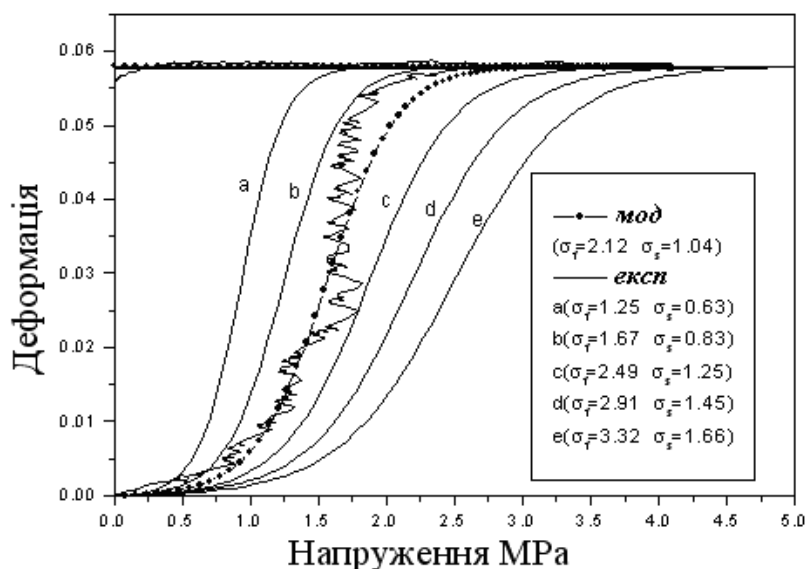


Рис. 9.53. Експериментальна та модельні криві напруження - деформація для механічного двійникування в сплаві NiMnGa

Додаткові механічні петлі гістерезису (a-b, c-e), показані тут, були також змодельовані, щоб вивчити вплив різних величин напружень двійникування на поведінку магнітоіндукованої деформації.

Результати відповідних модельних обчислень, виконаних відповідно до рівняння (9.22) і результатів механічних експериментів, для поведінки магнітоіндукованої деформації в NiMnGa зображені на графіку на Рис. 9.54.

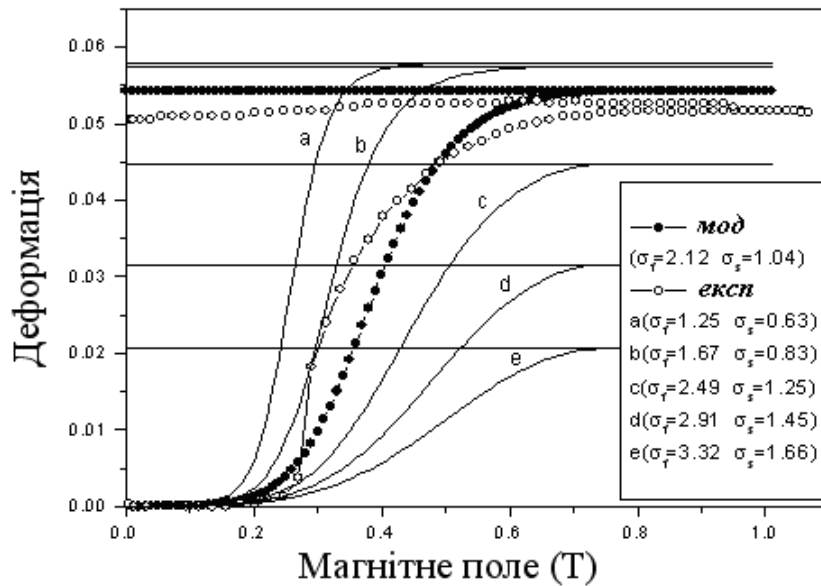


Рис.9.54. Результат модельного обчислення індукованої магнітним полем двійникової деформації в порівнянні з експериментом

Як впливає з цих обчислень, збільшення величини напружень двійникування викликає поступове зменшення індукованої магнітним полем двійникової деформації від його максимального можливого значення 5.8% при  $\sigma_f < 1.67$  МПа до 2% при  $\sigma_f = 3.32$  МПа. Зокрема, можна спостерігати розумну кількісну узгодженість між 5.5% значенням деформації, отриманим на основі модельних розрахунків і експериментальним значенням 5.2%.

Тому, можна заключити, що низькі значення напружень механічного двійникування, є дуже критичним фізичним параметром, що контролює можливість отримання над-великих магнітоіндукованих деформацій в NiMnGa та інших подібних матеріалах. Зокрема, можна пояснити значно нижчі значення деформації, що були знайдені раніше в деяких приблизно стехіометричних сплавах, які мали майже в десять разів вищі (15-20 МПа) напруження двійникування. Оскільки, магнітні рушійні сили (які не можуть спричинити силові ефекти більше ніж 2-3 МПа еквівалентного напруження) не могли суттєво перерозподілити відносні фракції різних двійникових варіантів в цих матеріалах. В результаті, спостерігалось не більше ніж 0.2% ефекту деформації.

Наступний Рис.9.55 представляє інше важливе застосування моделі з приводу одного цікавого фізичного ефекту, який був знайдений в поведінці намагнічення. Цей ефект також безпосередньо пов'язаний з процесами магнітоіндукованого двійникування в сплаві NiMnGa. Деяка особлива гістерезисна петля намагнічення спостерігається, якщо магнітне поле

прикладається до моноваріантного зразка сплаву NiMnGa уздовж його жорсткого напрямку намагнічування. На початковій стадії крива намагнічення точно збігається з кривою жорсткого намагнічування, показаною на Рис. 9.49. Але при збільшенні поля зразок починає перетворюватися шляхом утворення двійників з легкою віссю зорієнтованою в напрямку прикладеного поля, допоки повністю не перетвориться. Протягом наступного магнітного циклу крива намагнічення завжди співпадатиме з кривою легкого намагнічування практично без будь якого гістерезису. Кількісне обчислення цього ефекту може бути зроблене згідно наступному рівнянню намагнічення

$$m(\varepsilon, h) = m_t(h) + \left( \frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} \right) (m_a(h) - m_t(h)) \quad (9.26)$$

вперше запропонованому нами у [227, 228, 231], а також може бути легко отриманий в рамках сформульованої моделі для вільної енергії, використовуючи добре відоме термодинамічне визначення:

$$m(\varepsilon, h) = \left( - \frac{\partial}{\partial h} g_{mag}(h, x) \right)_x \quad (9.27)$$

і очевидне співвідношення  $\varepsilon = x\varepsilon_0$  між деформацією і трансформованою двійниковою фракцією. Результиуюча поведінка намагнічення може бути знайдена з рівняння (9.26), заздалегідь обчисливши польову залежність магнітоіндукованої деформації  $\varepsilon = \varepsilon^{mag}(h)$ , та підставивши в рівняння (9.27). Обчислення були також зроблені для різних значень двійникових напружень. Цей ефект показує також хороше кількісне узгодження між модельними розрахунками і експериментом. Насамкінець, можна зробити наступні висновки:

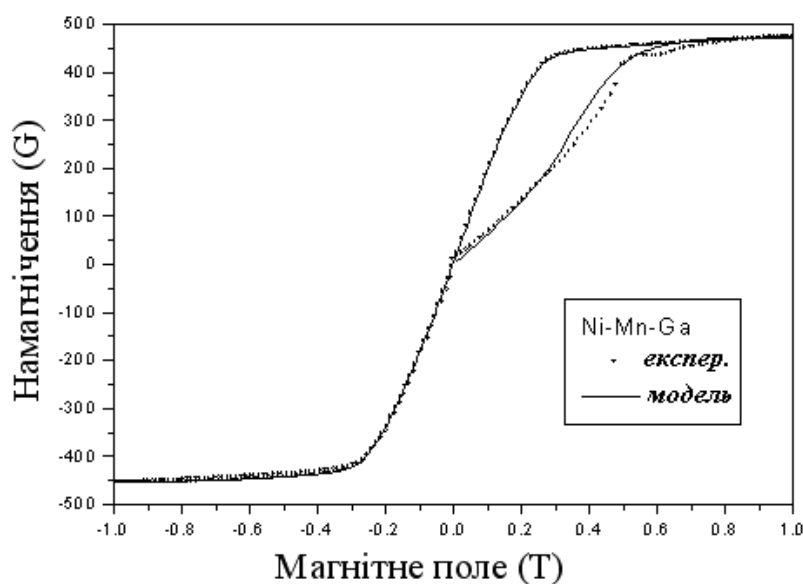


Рис. 9.55. Експериментальні дані і модельне обчислення гістерезису намагнічення, викликаного магнітоіндукованими процесами двійникування в Ni<sub>2</sub>MnGa

Насамкінець, можна зробити наступні висновки:

Над-великі ефекти деформації, близько 5%, які можна індукувати, прикладанням магнітного поля, менш ніж 1Т в деяких нових нестехіометричних сплавах NiMnGa сплавах пам'яті форми феромагнетика, є досить цікавою властивістю цього матеріалу.

Сплави NiMnGa, що показують гігантські індуковані полем ефекти деформації, мають завжди дуже просту практично двоваріантну двійникову мікроструктуру. В результаті, ці сплави можуть досить легко деформуватися при достатньо низьких рівнях < 2МПа напружень механічного двійникування, або в магнітному полі менше 0.8Т через механізм переміщення двійникових границь.

Зокрема, зворотний механічний чи магнітний цикл перетворення між двома двійниковими варіантами мартенситної фази може індукуватися послідовним прикладанням магнітного поля уздовж двох різних перпендикулярних напрямів.

Магнітна рушійна сила, що діє на двійникових границях, дорівнює різниці вільних енергій намагнічування між різними двійниковими варіантами мартенсита. Ця різниця також характеризує енергію одноосної анізотропії намагнічування і може бути обчислена із відповідних вимірів намагнічення. Магнітна рушійна сила досягає свого максимального значення 0.13 MN/m<sup>2</sup> в магнітному полі вищому 0.8Т. У відповідності з нашими ранішими оцінками і виконаними модельними обчисленнями це значення цілком достатнє, щоб

пояснити високу 5% індуковану магнітним полем деформацію в деяких сплавах NiMnGa, які мають дуже низькі  $< 2\text{MPa}$  напруження, двійникування.

Є певна аналогія між деформацією викликаною механічними і магнітними рушійними силами. Наприклад, в обох випадках макроскопічна двійникова деформація, індукована механічним напруженням, або прикладеним магнітним полем може бути виражене через одну і ту ж універсальну функцію, залежну тільки від величини відповідної рушійної сил (механічної або магнітної). Це правило дозволяє виконувати кількісні обчислення індукованої магнітним полем деформації, використовуючи дані, отримані з експериментів по механічному двійникуванню.

#### 9.2.6. Магнітомеханічне циклування та моделювання впливу зовнішніх напружень на контрольований магнітним полем деформаційний ефект в NiMnGa

В даному підрозділі надається детальний теоретичний аналіз, а також представляються відповідні експериментальні результати з приводу впливу постійного зовнішнього напруження на магнітно контрольовану поведінку деформації протягом циклування магнітному полі в NiMnGa. Ми також розглянемо в деталях проблеми гістерезису, підсумкового балансу енергії, енергетичні втрати, оптимізацію корисної роботи і оцінка термодинамічної ефективності для таких феромагнітних матеріалів з ефектом пам'яті форми, як NiMnGa. Одночасно ми надаємо базову інформацію про головні, структурні, магнітні і механічні властивості, що мають відношення до сімейства нестехіометричних сплавів NiMnGa, що мають три різних види мартенситних кристалічних структур.

Сплави (MSMA's) магнітною пам'яттю форми були активно досліджені протягом декількох минулих років, і NiMnGa є, поза сумнівом, кращим їх представником. Над-великі деформації (MSM-effect), що базуються на механізмі індукованого магнітним полем переміщення двійникових мартенсит-мартенситних границь є найбільш цікавою властивістю цього матеріалу. Основні термодинамічні рушійні сили мають в даному випадку магнітну природу, яка прямо пов'язана з високою одноосною або триосною анізотропією намагнічення і істотними відмінностями в вільних енергіях намагнічування для різних двійникових варіантів мартенсита. Кристалічна структура аустеніту в Ni-Mn-Ga була визначена як кубічна L21-впорядкована типова для сплавів в широкому інтервалі хімічного складу. В той же час велика різноманітність різних мартенситних кристалічних структур дотепер була знайдена. Залежно від складу і температури, мартенсити трьох видів: тетрагональний (5M) та

ортромбічний (7M) -модульовані, а також тетрагональна немодульована фази спостерігалися і детально досліджувалися [237-294].

Найголовніші структурні, магнітні і механічні параметри для тетрагональної (5M), ортроромбічної (7M) -модульованих, а також тетрагональної немодульованої (NM) мартенситних фаз такі зокрема, як параметри кристалічної ґратки, напруження механічного вдвійнювання намагніченість насичування, енергія магнітної анізотропії, можна з'ясувати в поточній літературі. Було знайдено, що всі ці 5M, 7M і NM мартенситні фази є, феромагнітними і внутрішньо здвійникованими. Вони складаються з суміші мартенситних варіантів, здвійкованими зазвичай по чотирьом площинам  $\{01\pm 1\}_{5M, NM}$ ,  $\{10\pm 1\}_{5M, NM}$  в обох тетрагональних фазах і по двом площинам найлегшого вдвійнювання  $\{10\pm 1\}_{7M}$  в ортроромбічній фазі. Орієнтації їх осей a, b, c майже паралельні до трьох напрямів  $[001]_A$   $[010]_A$   $[100]_A$  материнської кубічної фази. Найкоротші кристалографічні напрями для 5M і 7M мартенситів є, в той же час, найлегшими напрямками намагнічування для обох з них. Немодульована фаза має два найкоротші кристалографічні напрями, і в результаті, має легку площину намагнічування перпендикулярно до жорсткого напрямку намагнічування уздовж тетрагональної осі симетрії.

Гігантська 6% індукована магнітним полем деформація вперше спостерігалася в тетрагональній 5M модульованій мартенситну фазі Ni-Mn-Ga [206-213], а нещодавно набагато більша (аж до 10%) магнітно-індукована деформація була також отримана в ортроромбічному 7M-модульованому мартенситі [216]. Третій немодульований (NM) тетрагональний мартенсит не показує ніяких значних ефектів магнітної пам'яті форми.

Найголовніші структурні, магнітні і механічні параметри для 5M і 7M і (NM) мартенсита, зокрема параметри кристалічних ґраток (a, b, c), напруження почату і кінця процесів механічного вдвійнювання ( $\sigma^s$ ,  $\sigma^f$ ), намагнічення насичення ( $M^{sat}$ ) і енергії магнітної анізотропії ( $K_u$ ) підсумовуються в Таблиці 1.

Таблиця 9.4. Типові структурні, магнітні і механічні параметри деяких зразків NiMnGa.

Сплав	Тип	Параметри ґраток (nm)			$\epsilon_0$ (%)	$\sigma^s$ (MPa)	$\sigma^f$ (MPa)	$M^{sat}$ (G)	$K_u$ $10^5(\text{J/m}^3)$
		a	b	c					
Ni <sub>48</sub> Mn <sub>30</sub> Ga <sub>22</sub>	5M	0.594	0.594	0.562	5.78	1.0	2.1	500	1.50
Ni <sub>49</sub> Mn <sub>30</sub> Ga <sub>21</sub>	7M	0.619	0.580	0.553	10.06	1.1	1.9	500	1.65
Ni <sub>52</sub> Mn <sub>27</sub> Ga <sub>21</sub>	NM	0.546	0.546	0.658	17.02	6.7	10.0	500	2.03

Важлива кристалографічна константа  $\epsilon_0 = 1 - c/a$  є верхню межею для деформації, досяжної в мартенситному стані для механізму двійникування.

Найцікавіша властивість сплавів з магнітною пам'яттю форми подібних до Ni-Mn-Ga це можливість активізувати переміщення двійнкових границь і отримання великих деформаційних ефектів в цьому матеріалі багатьма різними способами, прикладаючи механічні, магнітні а також комбіновані магніто-механічні сили. Цей факт ясно ілюструється на Рис.9.56.

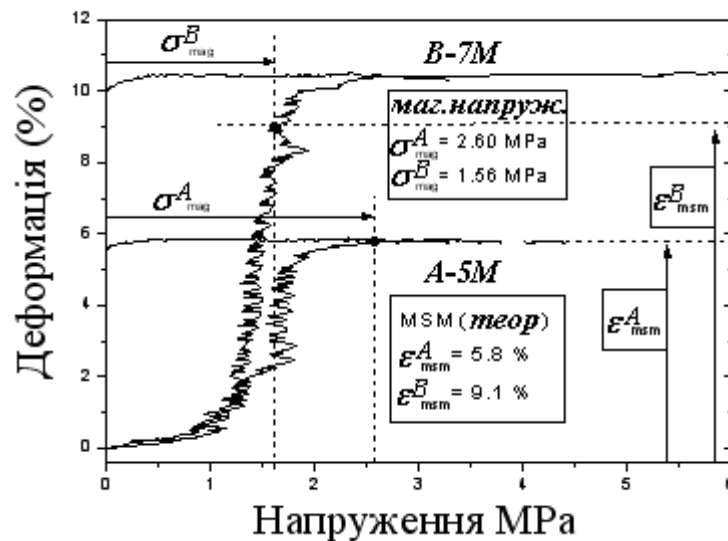


Рис. 9.56. Деформація при механічному двійникуванні під дією зовнішніх одноосних напружень для сплавів типу 5M та 7M

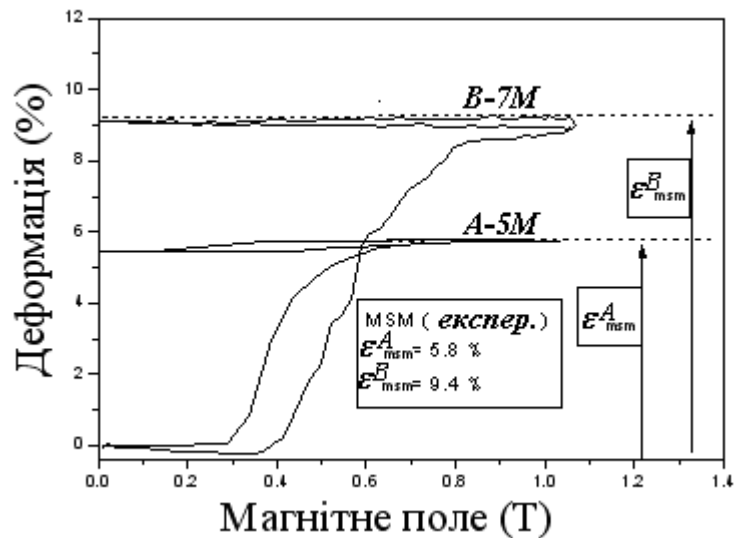


Рис. 9.57. Результати вимірювання індукованої магнітним полем деформації в 5М і 7М мартенситах

Дані напруження-деформація для механічного двійникування отримані в 5М, тетрагональній (Сплав А) а також в 7М, орторомбічній (Сплав В) мартенситних фазах Ni-Mn-Ga, показані на Рис.9.56. Обидві фази показують дуже низький рівень напружень (менш ніж 2 МПа) для двійникування, які потрібні для активізації переміщення двійникових границь. В той же час, двійникова деформація, яка може бути досягнута в орторомбічній фазі, є майже вдвічі більша по відношенню до тетрагонального 5М мартенсита. Можливість отримати велику магнітно-індуковану деформацію через механізм двійнкування, контрольований магнітними силами, показується на Рис. 9.57. Майже 10% деформаційний ефект, отриманий в 7М модульованій фазі, є найбільшим відомим з літератури на даний момент магнітодеформаційним ефектом.

Експериментальні результати, показані на Рис. 9.58. ілюструють також комбінований ефект одночасного впливу, як магнітних, так і механічних сил, на деформаційну поведінку в 5М тетрагональній фазі протягом магнітного циклування під дією різних постійних напружень прикладених перпендикулярно до напрямку намагнічування, як вказано на малюнку.



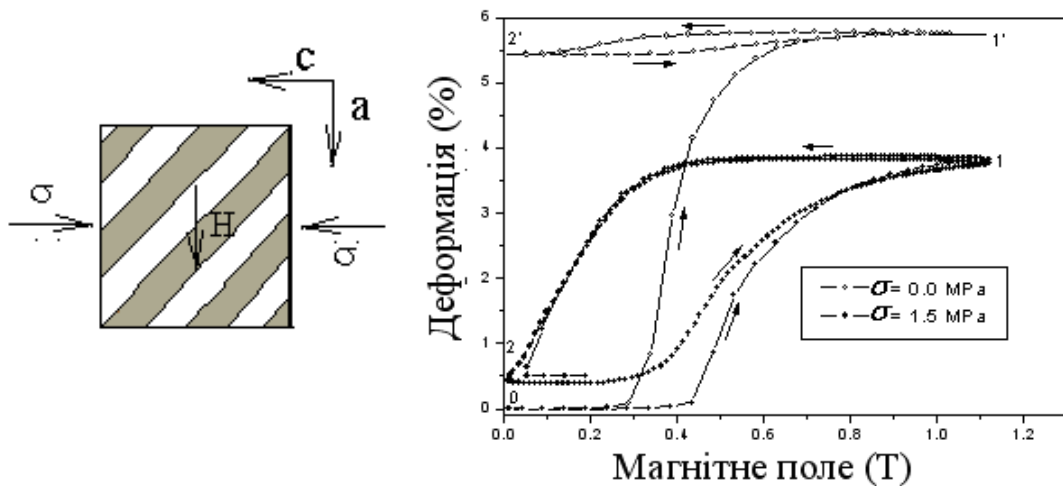


Рис. 9.58. Геометрія експерименту проведеного на сплаві  $\text{Ni}_{48}\text{Mn}_{30}\text{Ga}_{22}$  (зліва) і вплив постійного поперечного напруження на ефект магнітної пам'яті форми протягом багатократного циклування магнітному полі (справа)

В даному підрозділі, разом з представленням відповідних експериментальних результатів з приводу впливу постійного зовнішнього напруження на магнітно контрольований деформаційний ефект при циклуванні в магнітному полі в  $\text{NiMnGa}$ , надано детальне теоретичне пояснення та обговорено фізичний механізм цього ефекту, використовуючи наші новітні модельні розробки.

### 9.2.7. Основні рушійні сили і деформаційні ефекти в сплавах з магнітним ефектом пам'яті форми

Головні магніто-механічні властивості і деформаційна поведінка типових сплавів з магнітним ефектом пам'яті форми строго залежні від деталей двійникової та магнітної мікроструктури. Картинка, що представлена на Рис.9.59. показує типову двійникову і магнітну мікроструктуру, яка може бути легко сформована і спостерігається в 5M мартенситній фазі  $\text{Ni-Mn-Ga}$ . Вона складається з двохваріантної системи двійникових полос, показаних в нижній стороні малюнка та тонкої субструктури у вигляді вертикальних та горизонтальних колонок  $180^\circ$  магнітної доменної структури в межах кожної двійникової групи, показаних у верхній половині Рис. 9.59. Можна легко спостерігати, що місцеві легкі С-осі намагнічення обох двійникових варіантів, будучи паралельним до  $180^\circ$  магнітних доменних стінок, розвернуті приблизно на  $90^\circ$  одна до іншої в сусідніх двійникових зонах. В результаті, в подібних сплавах рух двійникових границь може контролюватися, не лише застосовуючи механічні сили, але і прикладаючи магнітне поле  $h$ , як показано на Рис. 9.58

[237]. Є також можливість контролювати процесами двійникування комбінучи як магнітні, так і механічні рушійні сили.

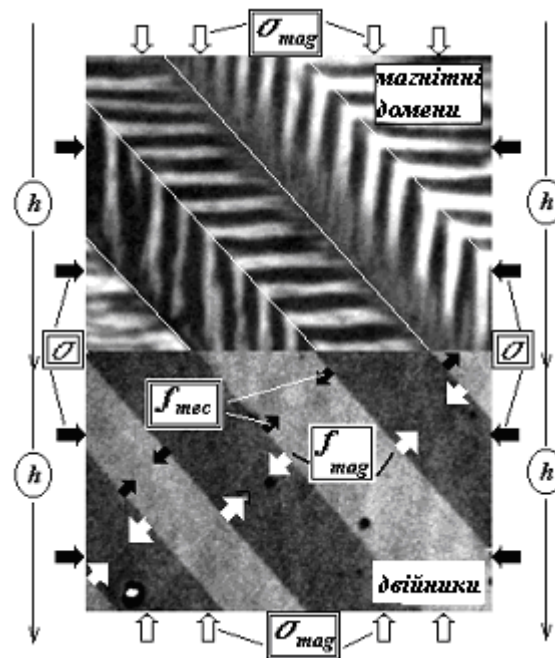


Рис. 9.59. Двійникова і магнітна мікроструктура отримана з оптичних і магнітооптичних спостережень двійників і тонкої структури магнітних доменів в межах кожної двійникової групи в 5М-мартенситній фазі Ni-Mn-Ga

Прикладаючи магнітне поле  $h$ , як показано на Рис. 9.59, можна легко активізувати рух двійникових границь в напрямі, вказаному білими стрілками, при умові, що нормальна магнітна рушійна сила  $f_{mag}(h)$ , прикладена по нормалі до двійникових границь, перевищує характерний рівень пінігуючих сил для процесів механічного двійникування. Точно той же процес двійникування та переміщення двійникових границь може бути індукований механічними напруженнями. Мікроскопічна механічна рушійна сила прикладена по нормалі до двійникових границь, показана маленькими чорними стрілками на Рис. 9.59, як відомо, є лінійно залежна від прикладеного одноосного напруження  $\sigma$  (як вказано нижче):  $f_{mec}(\sigma) = \varepsilon_0 \sigma$  а також пропорційна граничному значенню структурної деформації  $\varepsilon_0$ , дозволеної кристалографією двійнкування. Використовуючи аналогічні співвідношення  $f_{mag}(h) = \varepsilon_0 \sigma_{mag}(h)$ , ми можемо ввести так зване еквівалентне магнітне напруження  $\sigma_{mag}(h) = \varepsilon_0^{-1} f_{mag}(h)$ , яке грає точно ту ж роль, як і механічне напруження у випадку звичайного механічного двійникування. В результаті такої аналогії, індукована магнітним полем деформація  $\varepsilon^{mag}(h)$  при нульових напруженнях може бути знайдена, використовуючи співвідношення між напруженням та деформацією для

звичайного механічного двійникування в нульовому полі  $\varepsilon^{mec}(\sigma)$  шляхом простої заміни механічного напруження  $\sigma$  його магнітним еквівалентом  $\sigma_{mag}(h)$ , як вказано нижче.

$$\varepsilon^{mag}(h) = \varepsilon^{mec}(\sigma_{mag}(h)), \text{ де } \sigma_{mag}(h) = \varepsilon_0^{-1} f_{mag}(h). \quad (9.28)$$

Так, у окремому випадку, показаному на Рис. 9.59, де магнітне поле  $h$  і стискує механічне напруження прикладені одночасно перпендикулярно один до одного, механічні і магнітні сили прикладені до двійникових границь, діятимуть в протилежних напрямках. Тому, результуюча мікроскопічна рушійна сила  $f_{tot}(h, \sigma)$  може бути представлена як різниця  $f_{tot}(h, \sigma) = f_{mag}(h) - f_{mec}(\sigma)$  механічних і магнітних вкладів. Макроскопічне результуюче еквівалентне напруження може бути також знайдене в цьому окремому випадку, використовуючи те ж стандартне співвідношення  $\sigma_{tot}(h, \sigma) = \varepsilon_0^{-1} f_{tot}(h, \sigma)$  і остаточно записано як різниця  $\sigma_{tot}(h, \sigma) = \sigma_{mag}(h) - \sigma$  між звичайним механічним і магнітним напруженням. Відповідне значення для магнітно індукованої деформації в присутності ненульових механічних напружень може бути отримане точно так само, як ми обговорювали перед тим, а саме використовуючи співвідношення між напруженням та деформацією для звичайного механічного двійникування також замінюючи  $\sigma$  на  $\sigma_{tot}(h, \sigma)$ , як вказано нижче:

$$\varepsilon(h, \sigma) = \varepsilon^{mec}(\sigma_{tot}(h, \sigma)), \text{ де } \sigma_{tot}(h, \sigma) = \sigma_{mag}(h) - \sigma \quad (9.29)$$

Для зручності всі результати, які ми обговорювали в даному підрозділі щодо рушійних сил, закумульовані в Таблиці 9.4. Для того, щоб охарактеризувати всі різні можливості управляти процесами двійникування в системах з магнітним ефектом пам'яті форми, ми вводимо тут базовий набір мікроскопічних і макроскопічних рушійних сил та, зокрема, всі необхідні співвідношення між ними. Відповідний набір універсальних співвідношень, що встановлюють величину деформації, контрольовану магнітними, механічними, а також комбінованими магніто-механічними рушійними силами, представляється в останньому ряду Таблиці 9.5. Всі співвідношення приведені в Таблиці 9.5 надають основу для кількісних обчислень магнітно контрольованої деформації в сплавах з магнітною пам'яттю форми, використовуючи дані  $\varepsilon^{mec}(\sigma)$  для звичайного механічного двійникування при умові, що магнітна рушійна сила  $f_{mag}(h)$ , або еквівалентне магнітне напруження, відомі.

Таблиця 9.5. Основний набір мікроскопічних і макроскопічних рушійних сил, що контролюють процеси двійникування і відповідні деформаційні ефекти в сплавах з магнітною пам'яттю форми

Рушійні сили	Магнітна	Механічна	Повна
Мікроскопічні	$f_{mag}(h) = \varepsilon_0 \sigma_{mag}(h)$	$f_{mec}(\sigma) = \varepsilon_0 \sigma$	$f_{tot}(h, \sigma)$
Макроскопічні	$\sigma_{mag}(h)$	$\sigma$	$\sigma_{tot}(h, \sigma)$
Деформація	$\varepsilon = \varepsilon^{mec}(\sigma_{mag}(h))$	$\varepsilon = \varepsilon^{mec}(\sigma)$	$\varepsilon = \varepsilon^{mec}(\sigma_{tot}(h, \sigma))$

Як випливає з Таблиці 9.5, співвідношення між напруженням та деформацією для механічного двійникування грає  $\varepsilon^{mec}(\sigma)$  спеціальну роль, що ілюструє важливий фізичний принцип, до названий в [231] правилом універсальності. Цей принцип вимагає, щоб макроскопічна двійникова деформація має бути деякою універсальною функцією залежною тільки від значенні рушійної сили і незалежною від фізичної природи цієї сили (магнітної, механічної, і т.п.). Іншими словами це означає, що рівні (по значенню) рушійні сили, прикладені до двійникових границь, повинні справляти рівні значення макроскопічної деформації.

Для розрахунку магнітних рушійних сил можна скористатися загальними термодинамічними принципами, які приводять до прямих співвідношень, представлених в рівнянні (9.30) між магнітною рушійною силою, що діє на двійникові границі  $f_{mag}(h, x)$ , вільною енергією намагнічування  $g_{mag}(h, x)$  та повною макроскопічною намагніченністю.

$$f_{mag}(h, x) = - \left[ \frac{\partial}{\partial x} g_{mag}(h, x) \right]_h = \frac{\partial}{\partial x} \int_0^h m(h, x) dh \quad (9.30)$$

Тут,  $m(h, x)$  є компонента вектора намагнічення паралельна напрямку зовнішньому магнітного поля, яка є функцією зовнішнього магнітного поля  $h$  і об'ємної фракції  $x$ , зайнятої одним з двійникових варіантів, чия вісь легкого намагнічування паралельна до зовнішнього поля.

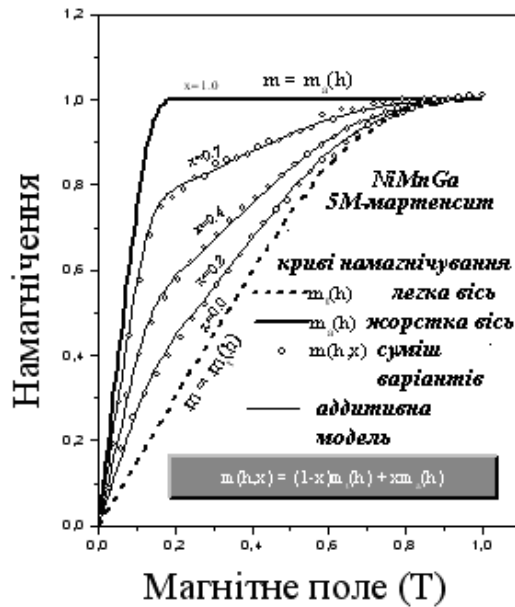


Рис. 9.61. Криві намагнічення NiMnGa, виміряні для різних значеннях фракцій двійникових варіантів

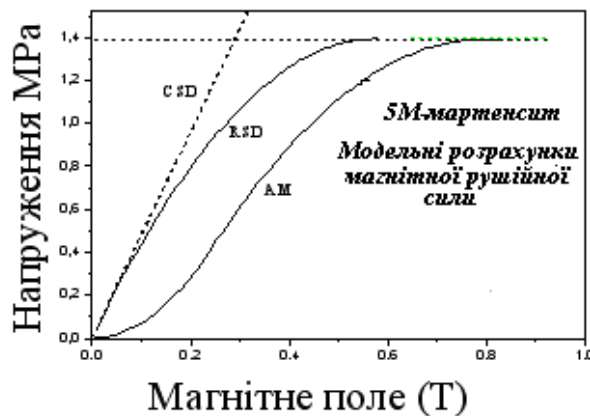


Рис. 9.62. Результати обчислення магнітної рушійної сили в рамках різних теоретичних підходів

На Рис. 9.61 показано набір кривих намагнічення, що відповідають різним фракціям двійникових варіантів, які ми зазвичай можна спостерігати в 5M мартенситі NiMnGa. Використовуючи рівняння (9.30) і набір даних намагнічення, показаних на Рис. 9.61, можна в принципі отримати як польову, так і фракційну залежність магнітної рушійної сили, безпосередньо з експериментів по намагнічуванню. З іншого боку рівняння (9.30) є хорошим теоретичним інструментом, який може бути застосований, щоб сконструювати, або проаналізувати різні модельні підходи з точки зору основних термодинамічних правил. Один з них заснований на простій моделі аддитивного намагнічення був запронований в [227,228,231].

В рамках цієї моделі (див. рівняння (9.31a)) повне намагнічення і вільна енергія намагнічування вважаються аддитивними, складаючись з двох окремих

вкладів пропорційних відповідним об'ємним фракціям  $x$  та  $1-x$  двох різних мартенситних варіантів. У випадку простої двохваріантної геометрії, показаної на Рис. 9.60, легка С-вісь намагнічування першого варіанту (світла область) паралельна до магнітного поля  $h$ , двійнята яке прикладено вертикально. Для другого двійникового варіанту (сірий колір) магнітне поле прикладається перпендикулярно до його легкої осі намагнічування. Ми називаємо ці варіанти аксіальним (a) і трансверсальним (t), відповідно.

Визначивши вільні енергії намагнічування для обох двійникових варіантів,  $g_a(h)$  та  $g_t(h)$ , наприклад, з експериментів по їх намагнічуванню в моноваріантному стані, подібних до тих, що показані на Рис. 9.61, можна записати повну вільну енергію намагнічування одиниці об'єму двохваріантного матеріалу, як у виразі (9.31a):

$$\text{a) } g_{mag}(h, x) = xg_a(h) + (1-x)g_t(h); \text{ b) } f_{mag}(h) = -\left[\frac{\partial}{\partial x} g_{mag}(h, x)\right]_h = -(g_a(h) - g_t(h)) \quad (9.31)$$

За наявності магнітної анізотропії, вільна енергію намагнічування стає залежною від відносного об'ємних фракцій  $x$  і  $1-x$ , зайнятих аксіальним і трансверсальним двійниковими варіантами, відповідно. Відповідна магнітна рушійна сила, що діє на двійникові границі уздовж їх нормалей (див. білі стрілки), може бути знайдена згідно загальним термодинамічним правилам і предствлена рівнянням (9.31b). Таким чином, ненульова магнітна рушійна сила, відповідальна за переміщення двійникових границь з'являється в результаті наявності одноосної магнітної анізотропії  $g_a(h) < g_t(h)$  в NiMnGa. Ця сила прикладена в нормальному напрямі на двійникових границях і дорівнює різниці вільних енергій намагнічування  $g_a(h)$  та  $g_t(h)$  між різними двійниковими варіантами. Її можна легко знайти з системи даних по намагнічуванню  $m_a(h)$  та  $m_t(h)$ , в моноваріантних зразках уздовж легкої осі намагнічення і поперечному жорсткому напрямі, відповідно:

$$f_{mag}(h) = \int_0^h (m_a(h) - m_t(h)) dh = -(g_a(h) - g_t(h)) \xrightarrow{h \rightarrow \infty} K_u \quad (9.32)$$

Магнітна рушійна сила є залежною від магнітного поля і ніколи не може перевищити певного значення, яке досягається одночасно з магнітним насиченням зразка і яке точно дорівнює константі одноосної магнітної анізотропії  $K_u$ .

Відповідно, константа одноосної магнітної анізотропії  $K_u$ , дорівнює площі між двома граничними кривими намагнічення  $m_a(h)$  та  $m_t(h)$  показаних на Рис.

9.61. Це означає, що магнітні рушійні сили в MSMA's є завжди обмежені і не можуть бути збільшені, як зазвичай шляхом збільшення магнітного поля.

Слід зазначити, що аддитивний підхід, що тут обговорюється, є найпростішою моделлю, яка узгоджується з реальною мультидоменною магнітною структурою всередині двійникових варіантів, показаної на Рис. 9.59. Всі найбільш важливі енергетичні вклади, як енергії магнітної анізотропії, магнітостатична і зеемановська енергії автоматично приймаються до уваги також. Це також дає можливість, щоб різні механізми намагнічення, як повороти намагнічування, так і механізми руху доменних стінок, були взяті до уваги. Ми спеціально робимо наголос на цьому факті, тому що починаючи з того часу, коли перші ідеї щодо механізму магнітної пам'яті форми були ясно сформульовані і допоки перші прямі спостереження не показали наявності тонкої мікроструктури магнітних доменів всередині двійників, багато дослідників зазвичай розглядали абсолютно відмінну фізичну картину. В рамках цієї гіпотетичної картини передбачалося, що кожна двійникова група є магнітним монодоменом гомогенно намагніченим до насичення. Декілька різних моделей були засновані на цій монодоменній гіпотезі [224,225,230,233,234,242,243,244]. У деяких з них локальні магнітні моменти було запропоновано вважати повністю фіксованими (замороженими уздовж їх локальних легких напрямів намагнічування) і повороти векторів намагнічування не дозволялися. У інших, такі ефекти повороту намагнічення обгрунтовано приймалися до уваги. Для того, щоб розрізнити між цими двома безротаційними і ротаційними монодоменними моделями, ми надалі використовуємо деякі скорочення: CSD і RSD, відповідно. У цих випадках магнітна рушійна сила може також бути знайдена таким же загальним шляхом, використовуючи рівняння (20.32), зробивши необхідні зміни в функціях намагнічування  $m_a(h)$  та  $m_r(h)$ , що узгоджуються з монодоменною гіпотезою і іншими додатковими обмеженнями, характерними для цих моделей. Всі результати, зокрема також ті, що відповідають монодоменній гіпотезі, отримані з нашої узагальненої аддитивної моделі (AM) зібрані в цілому на Рис. 9.62. Порівнюючи результати, отримані в межах цих різних модельних підходів, можна легко зрозуміти, що врахування мультидоменної мікроструктури двійникових груп і ефекту обертання намагнічення, - найголовніші чинники, які можуть суттєво вплинути на польову залежність магнітної рушійної сили в NiMnGa. Зокрема можна спостерігати спеціальну польову поведінку монодоменної (CSD) моделі в порівнянні з двома іншими. Ця модель демонструє необмежене лінійне зростання при збільшенні магнітного поля, тоді, як дві інші моделі передбачають певний рівень насиченості у високих полях, який є тим же для обох з них. Цей факт ясно демонструє роль обертання намагнічення, яке

відповідальне за обмежений рівень насиченості магнітних сил у високому магнітному полі в MSMA's. Проте обидві монодоменні моделі стають узгодженими між собою в граничному випадку низьких значень магнітного поля і демонструють лінійну асимптотичну поведінку в нульовому полі. Ця поведінка безпосередньо обумовлена монодоменною гіпотезою, де повне намагнічення має бути ненульовою константою, навіть в нульовому полі. Тоді, як в присутності мультидоменної магнітної структури, і повній відповідності з експериментами по намагнічуванню, показаними в Рис. 9.61, всі криві намагнічення наближаються до нульового значення в граничному випадку низьких значень поля. В результаті ми отримуємо параболічну поведінку в межах нашої моделі (AM) замість лінійної асимптотичної поведінки в нульовому полі, яка впливає з обох монодоменних моделей. Таким чином, можна заключити, що є багато важливих фізичних чинників, що визначають поведінку магнітних рушійних сил в MSMA's, і більшість з них має бути точно взято до уваги.

Рівняння (9.31, 9.32) є основою для кількісних обчислень контрольованої магнітним полем деформації для феромагнітних сплавів з пам'яттю форми, використовуючи дані для кривих напруження-деформація  $\varepsilon^{mec}(\sigma)$  при механічному двійникуванні і обчислення магнітного напруження  $\sigma_{mag}(h)$ , з вимірів намагнічення. Згідно рівнянь (9.28-9.29) макроскопічний силовий ефект магнітного поля еквівалентний деякому додатковому одноосному стискаючому напруженню, прикладеному безпосередньо до поверхні зразка. Воно пропорційне величині магнітної рушійної сили, введеної раніше в рівнянні (9.32) і ніколи не може перевищувати деякого максимального значення, яке досягається в полі насичування:

$$\sigma_{mag}(h) \xrightarrow{h \rightarrow \infty} \sigma_{mag} = \varepsilon_0^{-1} K_u \quad (9.33)$$

Використовуючи рівняння (9.28, 9.33) можна отримати максимальний рівень магнітно-індукованої деформації, можливої для будь-якого даного сплаву як вказано нижче:

$$\varepsilon^{mag}(h) \xrightarrow{h \rightarrow \infty} \varepsilon^{MSM} = \varepsilon^{mec}(\sigma_{mag}) = \varepsilon^{mec}(K_u / \varepsilon_0) \quad (9.34)$$

високі значення енергії магнітної анізотропії і низькі значення напружень механічного двійникування  $\varepsilon$ , в певному сенсі, ключовими позиціями при отриманні значних контрольованих полем деформацій  $\varepsilon_{MSM}$  через механізм переміщення двійкових границь. Залежно від відносної величини



характерного магнітного напруження  $\sigma_{mag}$ , в порівнянні з характеристичними параметрами напружень початку і кінця ( $\sigma^s, \sigma^f$ ), механічного двійникування, можна підрозділити всі сплави з ефектом магнітної пам'яті форми на три групи:

1. Максимально великий деформаційний ефект ( $\varepsilon_{MSM} = \varepsilon_0$ ) можливий тільки, якщо  $\sigma_{mag} > \sigma^f$ .

2. Великий деформаційний ефект ( $\varepsilon_{MSM} < \varepsilon_0$ ) все ще можливий, якщо  $\sigma^s < \sigma_{mag} < \sigma^f$ .

3. Дуже маленька деформація ( $\varepsilon_{MSM} \ll \varepsilon_0$ ) очікується, якщо  $\sigma_{mag} < \sigma^s$ .

Тому, тільки для сплавів 1-ї групи максимальна деформація має бути практично рівною верхній межі, дозволений кристалографією двійникування. Останній висновок був практично підтверджений в наших експериментах як в тетрагональному, так і в орторомбічному мартенситах. Як показано наприклад, в тетрагональному 5М мартенситі максимальний рівень еквівалентного магнітного напруження, який може розвиватися в магнітному полі, обчислений з рівняння (9.33), знаходиться біля 2.60 МПа. З іншої сторони, необхідні механічні напруження двійникування для повного перетворення зразка з одного моноваріантного стану 5М-martensitic фази в інший не перевищує 2.5 МПа. Тому, завдяки дуже низькому напруженню двійникування, обчислене значення магнітного напруження достатнім, щоб подолати напруження двійникування, і досягти великого 5.8% значення магнітоіндукованої деформації матеріалі, у повній відповідності з умовами для сплавів 1-ї групи. У орторомбічній 7М-фазі, оцінені значення магнітного напруженн складають 1.56 МПа і знаходяться в проміжному ряду між характерними значеннями напружень механічного двійникування:  $\sigma^f = 1.9$  МПа та  $\sigma^s = 1.1$  МПа. Таким чином, орторомбічна фаза представляє 2-гу групу в нашій класифікації і велике значення деформації все ще можливе в даному випадку так само. Наше теоретичне обчислення цієї величини деформаційного ефекту на основі виразу (9.34) і експериментальних даних по кривим механічного двійникування, показаних на Рис.(9.57-9.58), передбачає значення в близько 9.1%. Практичне вимірювання індукованої полем деформації в орторомбічній фазі при температурі навколишнього середовища, показаній на Рис. 9.58, дає значення 9.5%, що добре узгоджено з нашою теоретичною оцінкою в межах експериментальної точності. У відповідності з нашим попереднім поясненням це значення є достатньо великим, але дещо нижче порівняно з кристалографічною межею 10.66% очікуваного за умови повного перетворення між двома двійниковими моноваріантами в 7М-орторомбічному мартенситі. Поза сумнівом, повний ефект також можливий в 7М-мартенситі і досягнення 10.66% деформації є реальним.

### 9.2.8. Магнітна пам'ять форми, гістерезис та деформаційні ефекти при постійних зовнішніх напруженнях

Після того, як розгляд проблеми магнітної рушійної сили і індукованої магнітним полем деформації при нульових зовнішніх напруженнях було завершено і обговорено в деталях, деформаційні ефекти при різних постійних напруженнях, це - наступна тема, яку ми обговорюватимемо в даному підрозділі. Досліджуючи так само випадок, коли як магнітні сили, так і зовнішні механічні напруження, прикладені одночасно, та вводячи повну магніто-механічну рушійну силу:  $f_{tot}(h, \sigma) = f_{mag}(h) \pm \varepsilon_0 \sigma$ , як результуючу силу, що складається як з магнітного, так і механічного вкладів, можна отримати величину деформаційного ефекту наступним чином:

$$\varepsilon(h, \sigma) = \varepsilon^{mec}(\sigma_{tot}(h, \sigma)) \quad \text{де} \quad \sigma_{tot}(h, \sigma) = \sigma_{mag}(h) \pm \sigma \quad (9.35)$$

Тут, повніше магніто-механічне напруження  $\sigma_{tot}(h, \sigma) = \varepsilon_0^{-1} f_{tot}(h, \sigma)$  характеризує всі макроскопічні результуючі сили, що діють в цьому окремому випадку. Плюс і мінус представляють дві різні ситуації, коли зовнішнє механічне напруження прикладено паралельно або перпендикулярно до магнітного поля. Рівняння (9.35) - є основою для кількісних обчислень контрольованої магнітним полем деформації в сплавах з магнітною пам'яттю форми, використовуючи дані механічних  $\varepsilon^{mec}(\sigma)$  та обчислень магнітних напружень  $\sigma_{mag}(h)$  з вимірів намагнічування. Потрібно спеціально відзначити, що одна і та ж базова функція, що представляє співвідношення напруження-деформація для механічного двійникування грає важливу роль, як при моделюванні індукованої полем деформації, а також в самому загальному випадку, коли, як магнітне поле, так і механічні навантаження, прикладаються одночасно. Явище гістерезису при механічному двійникуванні добре відомо і згідно виразу (9.35) гістерезисні ефекти також успадковуються у випадку магнітно-індукованих процесів двійникування. Власне кажучи, завдяки гістерезису при переміщені двійникових границь, індукована механічними напруженнями або магнітним полем двійникова деформація, стає функцією залежною також від процесу зміни напруження або магнітного поля.

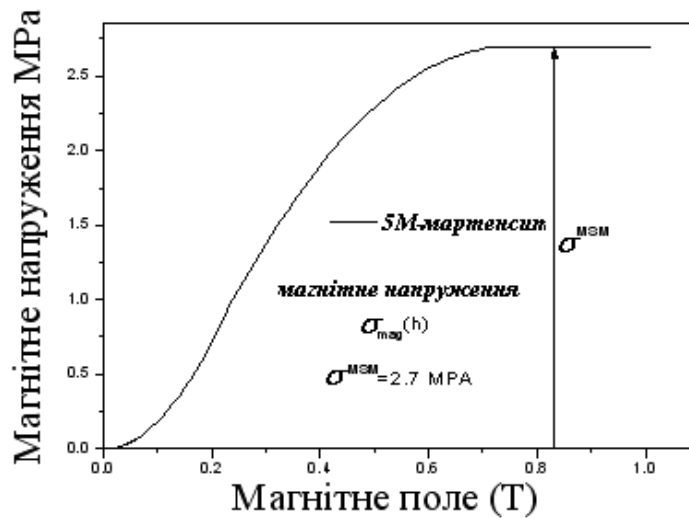


Рис. 9.63. Магнітні напруження, як функція магнітного поля отримані з теоретичних обчислень та вимірювання польових залежностей намагнічування в 5М-модульованій фазі мартенсита в Ni-Mn-Ga

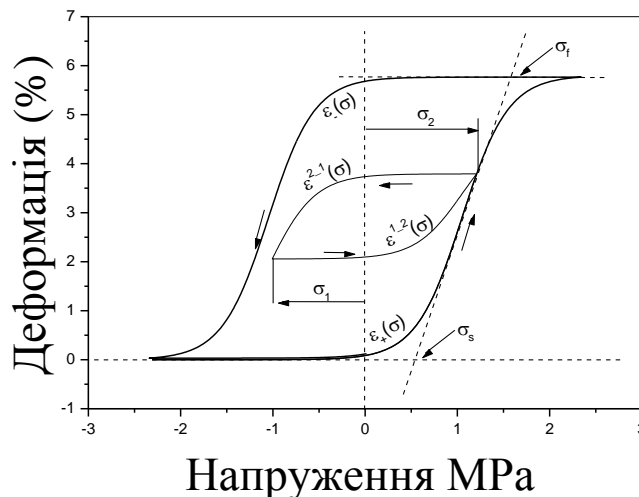


Рис. 9.64. Моделювання незворотної поведінки при механічному двійникуванні Ni-Mn-Ga, зокрема часткових гістерезисних циклів 1-го і 2-го порядку на основі методу диференціальних рівнянь [227]

Наприклад, залежно від інтервалу механічного циклування напруження  $\varepsilon^{mec}(\sigma)$  може показувати абсолютно різну поведінку. Рис. 9.63 ілюструє деякі приклади гістерезисної поведінки на прикладі двох гілок головної петлі гістерезису  $\varepsilon_{\pm}(\sigma)$  і міноритарних замкнених циклів, що складаються з двох гілок  $\varepsilon^{1-2}(\sigma)$  та  $\varepsilon^{2-1}(\sigma)$  де, діюче механічне напруження  $\sigma$  змінюється періодично між двома точками повороту  $\sigma_1 = \max(\sigma)$ ,  $\sigma_2 = \min(\sigma)$ . Міноритарні цикли грають важливу роль в багатьох випадках. Наприклад, вплив постійного напруження

на магнітно-індуковану деформацію цілком заснований на цьому явищі. Для багатьох практичних цілей можна застосовувати кількісне моделювання міноритарних гістерезисних циклів, як це запропоновано Likhachev & Koval [192-194]. В рамках цієї моделі сімейство міноритарних циклів, як  $\varepsilon^{1-2}(\sigma)$  та  $\varepsilon^{2-1}(\sigma)$  може бути кількісно описаний як розв'язок спеціального типу диференційних рівнянь. Головна перевага цього підходу є в тому, що не потрібно ніякої інформації, окрім даних про форму головної петлі гістерезису, для того, щоб кількісно симулювати всі міноритарні петлі, показані на Рис. 9.64. Тому, для того, щоб врахувати ефекти гістерезису і отримати поведінку деформації в самому загальному випадку, використовуючи рівняння (9.35), необхідно провести відповідні розрахунки міноритарних циклів  $\varepsilon^{mec}(\sigma) \Rightarrow \varepsilon^{mec}(\sigma; SUB(\sigma_1, \sigma_2))$  для кожного визначеного інтервалу циклування  $\sigma_{tot}(h, \sigma) \in [\sigma_1, \sigma_2]$ . Знаходячи параметри точок повороту, як  $\sigma_1 = \max(\sigma_{tot}(h, \sigma))$ ,  $\sigma_2 = \min(\sigma_{tot}(h, \sigma))$ , можна остаточно отримати кількісний результат щодо поведінки деформації для будь-якого магніто-механічного процесу, як вказано нижче:

$$\varepsilon(h, \sigma) = \varepsilon^{mec}(\sigma_{tot}(h, \sigma); SUB(\max(\sigma_{tot}), \min(\sigma_{tot}))), \quad (9.35)$$

де

$$\sigma_{tot}(h, \sigma) = \sigma_{mag}(h) \pm \sigma \quad (9.36)$$

Тут ми застосовуємо це основне рівняння, щоб проаналізувати вплив зовнішніх напружень на ефект магнітної пам'яті форми в Ni-Mn-Ga, для того, щоб зробити практичні розрахунки та порівняти їх з експериментальними даними отриманими та представленими на Рис. 9.60. Необхідні магнітні і механічні параметри були отримані з вимірювання намагнічування та даних механічного тестування. Магнітні рушійні сили та еквівалентні магнітні напруження були обчислені, слідуючи загальній процедурі, що обговорювалася в попередньому підрозділі. Максимальне значення магнітного напруження:  $\sigma^{MSM} = 2.7 MPa$  було оцінено згідно виразу (9.33), використавши значення константи магнітної анізотропії  $K_u = 1.56 \cdot 10^5 J/m^3$  і константи характерної структурної деформації  $\varepsilon_0 = 5.79\%$ , також знайденої експериментально. Числові розрахунки, які ми виконуємо тут, щоб ілюструвати базові принципи, представлені вище, були зроблені в двох окремих випадках: для нульових зовнішніх напружень  $\sigma = 0$  а також для  $\sigma = 1.5 MPa$  - при тих же значеннях, при яких були проведені експерименти і результати показані на Рис. 9.59.

У випадку, коли зовнішні напруження нульові, можна легко знайти, що параметри точок повороту рівні:  $\sigma_1 = \sigma^{MSM}$ ,  $\sigma_2 = 0$ , а потім визначити міноритарний цикл, як  $\varepsilon^{mec}(\sigma) \Rightarrow \varepsilon^{mec}(\sigma; SUB(\sigma_1 = 2.7, \sigma_2 = 0))$ , якщо  $\sigma \in [0, 2.7]$  МПа. Використовуючи цю специфічну міноритарну петлю, показану на Рис. 9.65, індукована полем деформація при нульових напруженнях може бути знайдена з основних рівнянь (9.38, 9.39) як вказано нижче:

$$\varepsilon(h, \sigma = 0) = \varepsilon^{mec}(\sigma_{tot}(h, \sigma = 0); SUB(\sigma_1 = 2.7, \sigma_2 = 0)), \quad (9.38)$$

де

$$\sigma_{tot}(h, \sigma = 0) = \sigma_{mag}(h) \quad (9.39)$$

Результат обчислення, на основі рівнянь (9.38, 9.39), показаний відкритими кружками на Рис. 9.65 (знизу).

У іншому випадку, коли постійні напруження приймають ненульові значення  $\sigma = 1.5 \text{ МПа}$ , параметри точок повороту будуть рівні:  $\sigma_1 = \sigma^{MSM} - \sigma$ ,  $\sigma_2 = -\sigma$ , і  $\varepsilon^{mec}(\sigma) \Rightarrow \varepsilon^{mec}(\sigma; SUB(\sigma_1 = 1.2, \sigma_2 = -1.5))$ , коли  $\sigma \in [-1.5, 1.2]$ . Так, що ця окрема міноритарна петля, показана чорними кружками на Рис. 9.65 (зверху), і представляє співвідношення напруження- деформація в такому випадку. Індукована магнітним полем деформація  $\varepsilon(h, \sigma)$  при  $\sigma = 1.5 \text{ МПа}$  може потім бути розахована на основі наступного рівняння:

$$\varepsilon(h, \sigma = 1.5) = \varepsilon^{mec}(\sigma_{tot}(h, \sigma = 1.5); SUB(\sigma_1 = 1.2, \sigma_2 = -1.5)), \quad (9.40)$$

де

$$\sigma_{tot}(h, \sigma = 1.5) = \sigma_{mag}(h) - 1.5 \quad (9.41)$$

Цей результат обчислення, що впливає з рівнянь (9.39, 9.40), також приведений і показаний чорними кружками на Рис. 9.65 (знизу).

У обох випадках, протягом циклів намагнічування-розмагнічування, значення деформації, змінюються незворотним чином по траєкторіям, вказаним як  $0 \Rightarrow 1 \Rightarrow 2$  or  $0 \Rightarrow 1' \Rightarrow 2'$ , відповідно. Зручно підрозділити кожен окремий шлях на три послідовні стадії. Протягом першої стадії намагнічування, індукована полем деформація зростає і наближається до свого рівня насичення  $\Delta\varepsilon^{MSM}(\sigma)$ , який залежний від напруження. Використовуючи наші результати моделювання, ми отримуємо значення  $\Delta\varepsilon^{MSM}(\sigma = 0) = 5.7\%$  при  $\sigma = 0.0 \text{ МПа}$ , та  $\Delta\varepsilon^{MSM}(\sigma = 1.5) = 4\%$  при  $\sigma = 1.5 \text{ МПа}$ , відповідно. На другій стадії розмагнічування

і протягом наступних циклів криві деформації показують цілком оборотну циклічну зміну деформації  $\Delta\varepsilon^{REV}(\sigma)$  і ніякої залишкової деформації не залишається протягом подальших циклів. При нульовому напруженні ці зворотні варіації дуже маленькі так, що деформація залишається практично постійною. Але при  $\sigma = 1.5 \text{ MPa}$  цей зворотний двосторонній магнітний ефект пам'яті форми значно більший  $\Delta\varepsilon^{REV}(\sigma = 1.5) = 3.7\%$ . Можна легко помітити, що наші модельні обчислення знаходяться в абсолютно добрій кількісній відповідності до експериментальних даних, показаних на Рис. 9.59.

Виконавши подібні обчислення для різних значень напружень, можна отримати результати, представлені на Рис. 9.66, де всі зворотні і незворотні компоненти деформації даються як функції зовнішнього напруження. Зокрема, на Рис. 9.66 показані: повний деформаційний ефект на рівні насиченості  $\Delta\varepsilon_{msm}(\sigma)$ , залишкова деформація  $\Delta\varepsilon_{res}(\sigma)$  після першого циклу намагнічення і амплітуда зворотних варіацій деформація  $\Delta\varepsilon_{rev}(\sigma) = \Delta\varepsilon_{msm}(\sigma) - \Delta\varepsilon_{res}(\sigma)$  протягом наступної циклування. Як випливає з цих результатів, і узгоджується з деякими попередніми публікаціями, зовнішні напруження значно знижують значення деформації від 5.7% при нульовому напруженні практично до нуля при високих значеннях напруження. Подібним чином, залишкова деформація також монотонно падає, якщо напруження зростає. Але, зворотна компонента зміни деформації має максимум при деякому оптимальному напруженні.

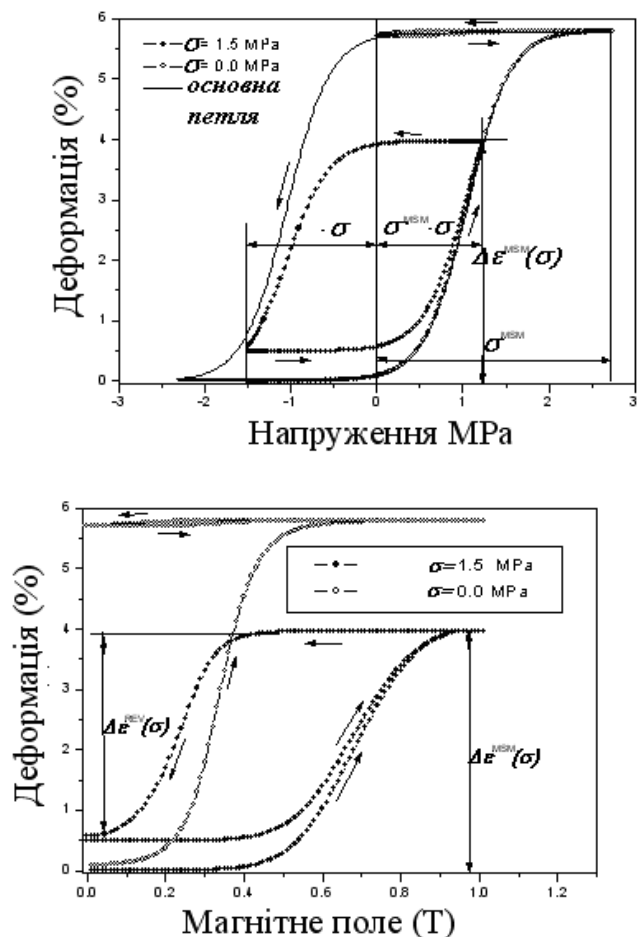


Рис. 9.65. Діаграми напруження-деформація (зліва) та розрахунок залежності деформація-магнітне поле (справа) для ефекту магнітної пам'яті форми при нульових і 1.5 МПа постійних напруженнях

Можна спостерігати швидке зменшення контрольованої магнітним полем значення деформації від 5.8% при нульовому напруженні до 0.1% біля 2.75 МПа прикладеного зовнішнього напруження. Подібна поведінка і у залишкової деформації, яка монотонно знижується також, зникаючи приблизно при 2 МПа. Найбільш цікаво, що в той же час зворотна компонента повної деформація спочатку зростає, при зростанні напруження аж до 3.56 % при 1.37 МПа а згодом знижується при вищих значеннях напруження. Важливо, що максимальна оборотна деформація може перевищити декілька відсотків при деякому оптимальному зовнішньому напруженні. Зокрема, це можна використовувати для реалізації цілком зворотного магніто-механічного циклу для деяких практичних застосувань і знаходження оптимальних рішень при проектуванні різних магніто-механічних пристроїв. У деяких випадках такий спосіб може успішно конкурувати з іншими відомими можливостями забезпечення оборотної магніто-механічної поведінки в Ni-Mn-Ga, які вимагають

повороту магнітного поля на  $90^\circ$  після кожного циклу намагнічування або постійного обертання магнітного поля навколо зразка.

Нарешті, можна зробити висновок що, використовуючи дану модель, можна легко зробити обчислення найголовніших механічних та магнетомеханічних характеристик MSMA's, для кількісного моделювання впливу зовнішніх напружень на величину магнітно індукованої деформації в подібному виді матеріалів.

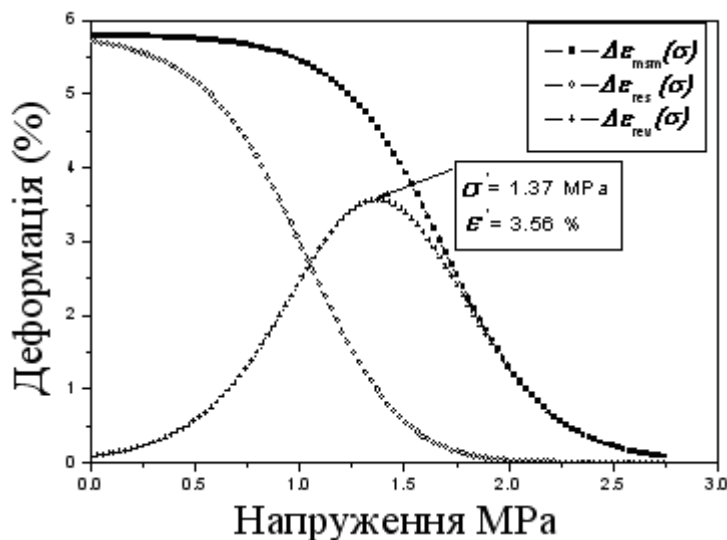


Рис. 9.66. Вплив зовнішнього напруження на поведінку повної, залишкової та зворотної компонент деформації за результатами модельних розрахунків.

### 9.2.9. Закон збереження енергії та загальне рівняння балансу термодинамічних сил для систем з магнітною пам'яттю форми

Важливість законів збереження енергії, продемонстрована в попередніх розділах при аналізі гістерезисних процесів термічно індукованого мартенситного перетворення є лише частковим випадком, який показує що такий підхід може бути потужним інструментом для розробки загального підходу в побудові нерівноважної термодинаміки і для інших систем де перетворення фаз проходить шляхом утворення та переміщення міжфазних границь під дією зовнішніх рушійних сил різного фізичного походження. Саме такий випадок ми маємо систем з магнітною пам'яттю де відбуваються перетворення між двома двійниковими варіантами мартенситної фази. Відповідно, ми маємо таку ж проблему з врахуванням гістерезисних явищ, як і при мартенситних перетвореннях.

Предметом даного підрозділу буде формулювання закону збереження енергії в найбільш загальному вигляді для врахування процесів часткового двійникування з багатьма точками повороту для сплавів з магнітною пам'яттю



форми. Насамкінець, ми обговоримо застосування цих результатів до розгляду циклічних процесів найбільш загального виду коли і магнітне поле, і зовнішні механічні напруження змінюються періодично уздовж довільного замкненого контура на діаграмі поле-напруження, та побудови базових магнітомеханічних рівнянь стану, що встановлюють залежність фракції одного з двійникових варіантів від цих термодинамічних змінних.

Основи такого загального підходу, які ми тут коротко сформулюємо базуються на використанні закону збереження енергії та розповсюдженні його дії на будь-який процес, де фракція одного з мартенситних варіантів під дією зовнішніх факторів, таких, як магнітне поле, або напруження може змінюватися немонотонно проходячи послідовність так званих точок повороту де напрямок процесу перетворення одного з мартенситних варіантів на інший змінюється на протилежний. В такому випадку, позначивши таку хронологічно впорядковану послідовність точок повороту, як  $[x_1, x_2, \dots, x_n]$ , які відповідають послідовним значенням відповідної фракції в цих точках повороту можна записати узагальнений закон збереження енергії в диференційному вигляді, що враховує додаткову роботу залежну від кількості одного з варіантів та послідовності точок повороту

$$Tds(T, \mathbf{h}, x) + \mathbf{h}d\mathbf{m}(T, \mathbf{h}, x) + \hat{\sigma}d\hat{\epsilon}(x) = du(T, \mathbf{h}, x) + f_b^{A \leftrightarrow B}(x, TR(x))dx \quad (9.42)$$

де  $s(T, \mathbf{h}, x)$ ,  $u(T, \mathbf{h}, x)$ ,  $\mathbf{m}(T, \mathbf{h}, x)$  є відповідно, ентропія, внутрішня енергія та намагніченість одиниці об'єму для суміші двох мартенситних варіантів, а  $\hat{\epsilon}(x)$  макроскопічна двійникова деформація, взяті при відповідному значенні фракції  $x$  одного з них. Всі ці екстенсивні термодинамічні функції двофазної мартенсит-аустенітної системи залежать не тільки від магнітного поля, напружень чи температури  $T$ , а також від відносної кількості одного з мартенситних варіантів  $x$ . Закон збереження має абсолютно прозорий фізичний зміст та встановлює, що кількість енергії, отриманої від різних зовнішніх джерел теплових, магнітних чи механічних при невеликій зміні кількості мартенситної фази на величину  $dx$  на будь якій стадії двійникування (ліва частина рівняння) використовується на дві цілі: зміну внутрішньої енергії системи, а також на виконання внутрішньої роботи нехімічного походження, що представлена останнім членом в правій частині. Ця додаткова робота є незворотною і залежною не тільки від діючого значення двійникової фракції  $x$ , а і від процесу її зміни, предствленого її значеннями  $[x_1, x_2, \dots, x_n]$  в точках повороту. Вона прямо пов'язана з двоваріантною мікроструктурою системи, що формується та змінюється певним чином в результаті передвійникування. Ця

додаткова робота дозволяє врахувати всі ті вклади у внутрішню енергію системи, що не враховуються в її хімічній складовій  $u(T, h, x)$  такі, як пружна, енергія міжфазних та міжваріантних границь, а також енергію взаємодії з системою різноманітних статичних дефектів в реальних кристалах. В загальному випадку, для нескінченно малої зміни мартенситної фракції на величину  $dx$ , відповідна внутрішня робота нехімічного походження  $\delta A^\pm(x, dx; [x_i])$  є пропорційною  $dx$  і може бути представлена в загальному вигляді наступним чином:

$$\delta A^\pm(x, dx; [x_i]) = -f(x, [x_i])dx, \quad (9.43)$$

де величину  $f(x, [x_i])$ , залежну від діючого значення двійникової фракції, а також від значень хронологічно впорядкованої системи точок повороту ми будемо надалі називати узагальненою пінінгуючою силою для процесів двійникування.

Зрозуміло, що всі термодинамічні функції такі, як ентропія, внутрішня енергія та намагніченість одиниці об'єму  $s(T, \mathbf{h}, x)$ ,  $u(T, \mathbf{h}, x)$ ,  $\mathbf{m}(T, \mathbf{h}, x)$ , які представляють суміш двійникових варіантів мартенситної фази не є незалежними і можуть представлені через інші відповідні термодинамічні функції наступним чином:

$$s(T, \mathbf{h}, x) = - \left\{ \frac{\partial}{\partial T} dg(T, \mathbf{h}, x) \right\}_{\mathbf{h}, x} \quad \hat{m}(T, \mathbf{h}, x) = - \left\{ \frac{\partial}{\partial \mathbf{h}} dg(T, \mathbf{h}, x) \right\}_{T, x} \quad (9.44)$$

де ми ввели вільну енергію намагнічування звичайним чином:

$$g(T, \mathbf{h}, x) = u(T, \mathbf{h}, x) - Ts(T, \mathbf{h}, x) - \mathbf{h}\mathbf{m}(T, \mathbf{h}, x) \quad (9.45)$$

Скориставшись цими співвідношеннями, разом з визначенням для внутрішньої роботи та узагальненої пінінгуючої сили, після їх відповідної підстановки в загальний закон збереження енергії ми отримаємо важливе співвідношення

$$\hat{\mathbf{e}}^0 \hat{\mathbf{e}} - \left\{ \frac{\partial}{\partial x} g(T, \mathbf{h}, x) \right\}_{T, \mathbf{h}} = f_b^{A \leftrightarrow B}(x, TR(x)), \quad (9.46)$$

яке має фізичний смисл балансу термодинамічних сил, де з одного боку є узагальнена магніто-механічна рушійна сила, залежна від зовнішнього магнітного поля та напружень:

$$f_{tot}(\hat{\sigma}, \mathbf{h}) = \hat{\varepsilon}^0 \hat{\sigma} - \left\{ \frac{\partial}{\partial x} g(T, \mathbf{h}, x) \right\}_{T, \mathbf{h}} \quad (9.47)$$

З іншого боку ця зовнішня рушійна сила збалансована узагальненою пінінгуючою силою  $f_b^{A \leftrightarrow B}(x, TR(x))$ , яка представляє незворотні процеси обумовлені утворенням та переміщенням міжваріантних двійникових границь в процесі двійникування. Загалом, рівняння балансу сил встановлює в неявному вигляді залежність двійникової фракції від діючих значень магнітного поля та напружень і є нічим іншим як рівнянням стану матеріалу з ефектом магнітної пам'яті форми, що враховує незворотні процеси обумовлені гістерезисом двійникування. Точніше кажучи, існує ціла ієрархічна послідовність рівнянь стану для систем де протікають мартенситні перетворення, відповідно до кількості точок повороту, які характеризують даний процес. Надалі, в залежності від кількості точок повороту ми будемо називати гістерезисні цикли частковими, або міноритарними циклами першого, другого і вищих порядків, відповідно.

Скориставшись нашим модельним аддитивним наближенням для вільної енергії намагнічування, можемо отримати вже відомі нам результати таким чином:

$$g(T, \mathbf{h}, x) = xg_A(T, \mathbf{h}) + (1-x)g_B(T, \mathbf{h}) \left\{ \frac{\partial}{\partial x} g(T, \mathbf{h}, x) \right\}_{T, \mathbf{h}} = g_A(T, \mathbf{h}) - g_B(T, \mathbf{h}) \quad (9.48)$$

і магніто-механічне рівняння балансу сил, відповідно:

$$\hat{\varepsilon}^0 \hat{\sigma} + (g_B(T, \mathbf{h}) - g_A(T, \mathbf{h})) = f_b^{A \leftrightarrow B}(x, TR(x)). \quad (9.49)$$

На кожному з інтервалів перетворення між послідовними точками повороту рівняння балансу сил може бути однозначно розв'язане відносно діючого значення двійникової фракції, оскільки залежність пінінгуючої сили від нього є завжди монотонною. Загальний вид такого розв'язку, що визначає залежність такої фракції від магнітного поля та напружень для будь якого процесу їх зміни можна записати наступним чином:

$$x(\sigma, \mathbf{h}) = \chi(f_{tot}(\sigma, \mathbf{h}); [f_1, f_2, \dots, f_n]) \quad (9.50)$$

де, є відповідна послідовність точок повороту для повної магніто-механічної рушійної сили, що відповідають зміні напрямку процесу. Слід зауважити, що їх кількість та значення рушійної сили, а також відповідні їм значення магнітного поля чи напружень повністю визначаються формою замкненого циклу  $C$  на діаграмі поле-напруження. В цих точках узагальнена магнітомеханічна рушійна сила досягає своїх локальних мінімумів та максимумів при циклічній зміні магнітного поля та напружень при русі вздовж даного циклу. Нахил дотичної в такій точці відповідного магніто-механічного циклу має співпадати з нахилом ліній, де повна магнітомеханічна рушійна сила залишається константою і яка проходить через цю ж точку циклу.

#### 9.2.10. Гігантська магнітоіндукована деформація в 7М модульованій орторомбічній мартенситній фазі NiMnGa

В даному підрозділі ми обговоримо та приведемо результати по гігантській магнітно індукованій деформації 9.5%, яка спостерігалася при температурі навколишнього середовища в магнітному полі меншому 1Т в 7М орторомбічній модульованій мартенситній фазі NiMnGa. Ми дамо також докази, що така деформація подібно до 5М мартенсита обумовлена таким же магніто-контрольованим механізмом переміщення двійникових границь. Відповідно до даних рентгенівського аналізу кристалічна структура цієї фази є близькою до орторомбічної, що має параметри кристалічної ґратки при кімнатній температурі  $a=0.619 \text{ nm}$ ,  $b=0.580 \text{ nm}$  and  $c=0.553 \text{ nm}$  (в кубічних координатах материнської аустенітної фази). Семилінійна перетасовуюча модуляція уздовж  $(110)[1\bar{1}0]_p$  системи була зафіксована на основі даних рентгенівського аналізу. Результати механічних випробувань та вимірювання величини магнітної анізотропії також представляються в даному підрозділі.

В 1996 Ullakko запропонував механізм магнітно індукованої деформації для сплавів з магнітною пам'яттю форми, які мають велику магнітну анізотропію. Механізм заснований на індукованому магнітним полем перерозподілі мартенситних двійникових варіантів, таким чином, що при цьому відбувається зниження вільної енергії намагнічення матеріалу. Цей ефект може забезпечити такі ж великі значення деформації матеріалу, яке відбувається при звичайному механічному двійникуванні. Очікується, що матеріали з магнітною пам'яттю форми мають високі перспективи бути використаними в проектуванні різних привідних пристроїв (актюаторів), і різного типу сенсорів. Протягом небагатьох минулих років, істотний прогрес,

що базується на цій загальній ідеї по створенню нового класу сплавів (MSMA) з магнітною пам'яттю форми та їх детальне дослідження було досягнуто.

На даний момент, найбільші магніто-деформаційні ефекти були досягнуті в сплавах з пам'яттю форми феромагнетика Ni-Mn-Ga. Декілька дослідницьких груп мали успіх в спостереженні і дослідженні над-великих магніто-деформаційних ефектів (аж до 6%) в деяких не стехіометричних сплавах на основі Ni<sub>2</sub>MnGa. Кристалічна структура мартенситної фази цих сплавів була ідентифікована як тетрагональна 5M модульована з коефіцієнтом тетрагональності при стискуванні вздовж цієї осі  $c/a < 1$ .

Залежно від хімічного складу і температури існують також два інші види мартенситних фаз в Ni-Mn-Ga, що мають орторомбічну 7M модульовану і тетрагональну не модульовану кристалічну структуру з  $c/a > 1$ . Вивчення можливості спостерігати великі магнітно індуковані полем деформації в будь-якій іншій мартенситній фазі була головною метою наших останніх досліджень. Тут ми коротко розглянемо результати, які демонструють таку можливість спостерігати над-великий 9.5 % магнітоіндукований ефект в орторомбічній 7M модульованій мартенситній фазі в Ni-Mn-Ga. Він набагато перевищує найкращий 6 % ефект, отриманий перед тим в тетрагональній 5M-модульованій фазі цього сплаву.

Сплав Ni<sub>48.8</sub>Mn<sub>29.7</sub>Ga<sub>21.5</sub> був приготований в в індукційній печі в атмосфері аргону. Монокристалний зразок виготовлявся в установці з вирощування монокристалів по методу Бриджмена компанії AdaptaMat (Фінляндія) з швидкістю солідифікації 0.5 мм/хв. Після гомогенізації при 1253 °K протягом 20 годин і процедури старіння в 1073 °K протягом 30 годин, сплав був охолоджений на повітрі до кімнатної температури. Монокристалні зразки потім вирізалися за допомогою іскроріжучої машини з розмірами вимірами 4x4x6 мм. Орієнтації призматичних монокристалічних зразків були майже паралельні [100], [010] і [001] до напрямів високотемпературної аустенітної кубічної фази. Зразки були також механічно- та електро-поліровані.

На Рис. 9.67 показана залежність від температури низькопольової АС магнітної сприйнятливості сплаву протягом нагрівання і охолодження.

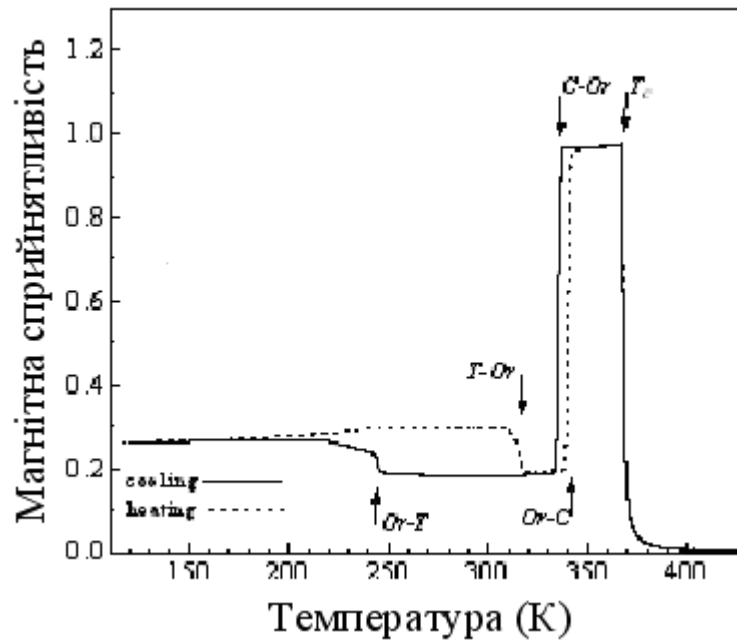


Рис. 9.67. Температурна залежність низькопольової АС магнітної сприйнятливості виміряної протягом охолодження (суцільна лінія) і нагрівання (пунктир) сплаву  $\text{Ni}_{48.8}\text{Mn}_{29.7}\text{Ga}_{21.5}$

На цьому малюнку стрілки позначають аустеніт-мартенситні та міжмартенситні перетворення. С-ферромагнітна кубічна фаза, Or-орторомбічна 7М модульована фаза, Т-тетрагональна немодульована фаза.

Різка зміна в значенні низькопольової магнітної сприйнятливості в інтервалі температур 367-369 °К відноситься до парамагнітно-ферромагнітного перетворення кубічної гейслерівської фази впорядкованої по типу L21. Температура Кюрі складає близько  $T_c=368$  °К.

Протягом циклу охолодження-нагрівання, ми також спостерігаємо послідовність мартенситних і міжмартенситних перетворень. Мартенситне перетворення аустенітної фази в орторомбічну 7М модульовану структуру при охолодженні починається при 337 °К ( $M_s$ ) і завершується при 333 °К ( $M_f$ ). При нижчих температурах, що починаються від 245 °К, значення магнітної сприйнятливості збільшується, указуючи на міжмартенситне перетворення орторомбічної фази в тетрагональну немодульовану структуру. Протягом нагрівання структурні перетворення відбуваються в зворотному порядку показуючи деякий температурний гістерезис. Зокрема, зворотне міжмартенситне перетворення немодульованої тетрагональної мартенситної фази в орторомбічну 7М модульовану має місце протягом нагрівання при 306-316 °К.

Тоді, як зворотнє мартенситне перетворення з орторомбічної в кубічну аустенітну фазу при нагріванні має місце між  $A_s=338$  °K і  $A_f=342$  °K.

За допомогою рентгенівських дифракційних досліджень, проведених на текстурному дифрактометрі Philips X'Pert MRD, знайдено, що кристалічна структура першої високотемпературної мартенситної фази є приблизно орторомбічною з параметрами кристалічної ґратки  $a=0.619$  nm,  $b=0.580$  nm та  $c=0.553$  nm (у координатах, пов'язаних з високотемпературною аустенітною кубічною фазою), при температурі навколишнього середовища. Семикратна модуляція уздовж  $(110)[1\bar{1}0]_p$  спостерігалася при скануванні оберненого простору. Можна спостерігати шість додаткових піків приблизно однаково дистанційовані один від одного. Цей вид мартенситної фази відомий з літератури для нестехіометричного сплаву  $Ni_2MnGa$ . Ми встановили також, що кристалічна структура другого мартенсита є тетрагональною з параметрами кристалічної ґратки  $a=b=0.547$  nm,  $c=0.660$  nm ( $c/a=1.207$ ) при  $200$  °K і  $a=b=0.551$  nm,  $c=0.654$  nm ( $c/a=1.187$ ) при температурі навколишнього середовища. З тих пір, як магнітні і механічні властивості немодульованої тетрагональної мартенситної фази були недавно досліджені, наша увага була повернута до орторомбічного 7М модульованого мартенсита.

Зазвичай, після мартенситного фазового переходу мультिवаріантна мартенситна структура формується в межах монокристала аустенітної високотемпературної фази. Згодом, такий мультिवаріантний стан може бути перетворений в майже одноваріантний стан мартенситної фази за допомогою прикладення відповідних механічних напружень. Використовуючи такий метод, майже одноваріантні зразки орторомбічної фази були підготовлені.

Магнітні властивості таких одноваріантних зразків були визначені шляхом вимірювання кривих намагнічування  $M(H)$  вздовж трьох різних напрямків  $[100]$ ,  $[010]$  і  $[001]$ . Форма зразків фіксувалася епоксидною смолою, щоб запобігти індукованого магнітним полем перерозподілу мартенситних варіантів на протязі вимірювань. Результати магнітних вимірювань показні на Рис. 9.68. Криві намагнічення показують, що найкоротша кристалографічна вісь (с-вісь) є одночасно віссю найлегшого намагнічування, найдовший кристалографічний напрямок (а-вісь) є віссю важкого намагнічування, і b-вісь є проміжною між ними. На відміну від єдиної константи одноосної магнітної анізотропії в тетрагональній фазі, в даному випадку потрібні два параметри енергії магнітної анізотропії, щоб охарактеризувати орторомбічну кристалічну структуру. Значення констант магнітної анізотропії  $K_b=0.7 \cdot 10^5$  J/m<sup>3</sup> і  $K_a=1.6 \cdot 10^5$  J/m<sup>3</sup> були обчислені з даних (Рис. 9.68) намагнічення, як площа областей між кривою найлегшого намагнічування (с-вісь) та двома іншими напрямками.

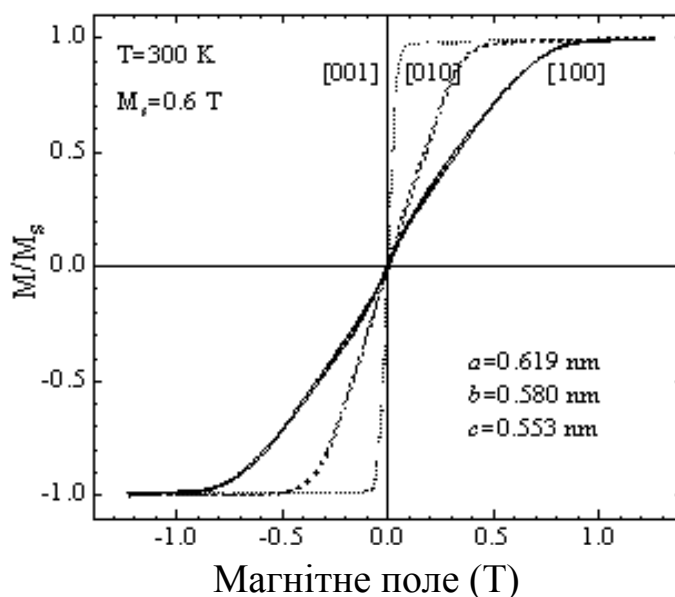


Рис. 9.68. Криві намагнічення уздовж трьох різних напрямків моноваріантного зразка орторомбічної 7М модульованої в сплаві  $\text{Ni}_{48.8}\text{Mn}_{29.7}\text{Ga}_{21.5}$  при 300 °К

На Рис. 9.68 показана крива співвідношення напруження деформація при двійникуванні зразка протягом його стискання уздовж [100] (паралельному до найдовшого кристалографічного напрямку орторомбічного монокристалу). Максимальна отримана двійникова деформація узгоджується з кристалографічною оцінкою коефіцієнта стискування кристалічної ґратки в ортроромбічній фазі  $\varepsilon_0 = (1 - c/a) = 10.66\%$  знайденого з рентгенографічних результатів. Було також підтверджено, що кінцева кристалографічна структура зразка після двійникування є та ж ортроромбічна але перетворена двійникуванням по системі  $(101)[10\bar{1}]$  з одного моноваріантного кристалічного варіанту в інший з найкоротшою віссю (с-вісь), яка тепер стала паралельною до напрямку стискання замість найдовшої осі, яка була перед механічним випробуванням.



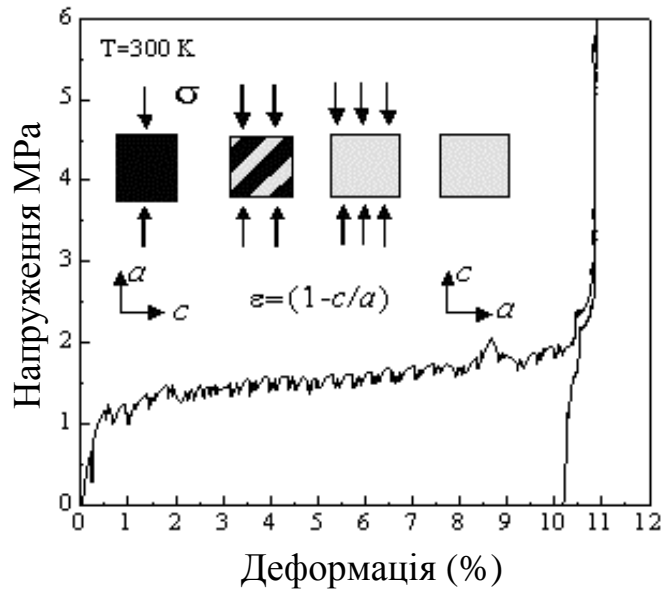


Рис. 9.69. Крива напруження-деформація для одноосного стискання одиноваріантного сплаву  $\text{Ni}_{48.8}\text{Mn}_{29.7}\text{Ga}_{21.5}$  уздовж  $[100]$  напрямку при  $300\text{ }^\circ\text{K}$ . Зміна мікроструктури показується на схемі у вставці

Результати, що випливають з експериментів по механічному двійникуванню свідчать, що одноосні напруження, необхідні для повного двійникування  $\sigma_{tw}$  є приблизно, такими ж низькими  $\sigma_{tw} = 2\text{ МПа}$ , як це було знайдено для 5М тетрагональної модульованої мартенситної фази. Цей факт дуже важливий, тому що низькі напруження механічного двійникування і висока енергія магнітної анізотропії  $\epsilon$ , в певному сенсі, ключовими позиціями в отриманні великих індукованих магнітним полем деформаційних ефектів  $\epsilon_{MSM}$  (MSM-effect) через механізм переміщення двійникових границь. Точніше, це можливо тільки у випадку сплавів з магнітною пам'яттю форми, що задовольняють простому критерію :  $K > \epsilon_0 \sigma_{tw}$ .

Густина енергії магнітної анізотропії  $K$ , яка точно рівна магнітній рушійній силі, що діє на двійникові границі, повинна завжди перевищувати або бути того ж порядку, що і механічна рушійна сила  $\epsilon_0 \sigma_{tw}$ , потрібна для здійснення повного передвійникування. Магнітодеформаційний ефект  $\epsilon_{MSM}$  для подібних систем, як очікується, має бути практично рівним максимальній двійниковій деформації, дозволеній кристалографією. В разі орторомбичної фази отримане значення константи магнітної анізотропії  $Ka = 1.6 \cdot 10^5\text{ J/m}^3$  є того ж порядку, але трохи менше порівняно з  $\epsilon_0 \sigma_{tw} \approx 2.0 \times 10^5\text{ J/m}^3$ . Таким чином, достатньо великого

значення магнітоіндукованої деформації, яке трохи нижче, ніж 10.66%, можна очікувати і для орторомбічної фази.

Рис. 9.70 підтверджує це передбачення і показує результати вимірювання індукованої магнітним полем деформації в орторомбічному сплаві при температурі навколишнього середовища. Магнітне поле було прикладною паралеллю до осі  $a$ , якає напрямом важкого намагнічування. Максимальна деформація досягнута в першому циклі в полі 1.05 Т склала 9.5%. В повній узгодженості з нашим попереднім поясненням, це значення трохи нижче, ніж кристалографічна межа 9.66%, очікується при повному перетворенні одного мартенситного варіанту в інший. Як підтверджується оптичними спостереженнями і дифракційними експериментами, перетворення першого варіанту в другий, що має легку вісь намагнічування вздовж поля, є не повним. Є залишкова частка початкового мартенситного варіанту, що не перетворилася.

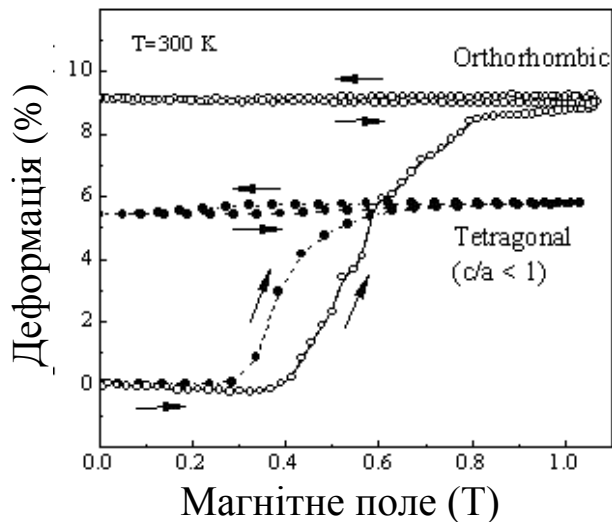


Рис. 9.70. Гігантська, індукована полем деформація для сплаву  $\text{Ni}_{48.8}\text{Mn}_{29.7}\text{Ga}_{21.5}$  при 300<sup>0</sup>К виміряна перпендикулярно до магнітного поля, прикладеного уздовж [100] напрямку (суцільна крива). Дані для 5М тетрагональної мартенситної фази також показані (пунктиром) для порівняння.

## СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ

1. Романенко М.Т. Компенсаторы температурных удлинений проводов и тросов из материала с эффектом памяти формы / Романенко М.Т., Шестеренко В.Е. // Тезисы докладов Всесоюзной конференции «Сверхупругость, эффект памяти и их применение в новой технике». – Воронеж: ВПИ, 1982. –С.114–115.
2. Шестеренко В.Е. Устройства диагностики контактных соединений / В.Е.Шестеренко // Энергетика и электрификация. –1990. –№4. –С.27–29.
3. Шестеренко В.Е. Перспективи застосування матеріалів з пам'яттю форми для підвищення надійності електропостачання / В.Е. Шестеренко // Энергетика и электрификация. –2001. –№2. –С.26–29.
4. Class Notes: Introduction to Smart Materials and Intelligent Systems, Gregory Washington Ohio State University, OH 43210-1107. – P.159.
5. Bhattacharyya A. et al. Finite element modeling of cyclic thermal response of shape memory alloy wires with variable material properties // Comput. Materials Sci.–2000. – 17. – P.93–104.
6. Bhattacharyya A. et al. A stochastic thermodynamic model for the gradual thermal transformation of SMA polycrystals // Smart Mater. Struct. – 1997. – 6. – P.235–250.
7. Харрисон Д.Д. Использование сплавов Ni-Ti в механических и электрических соединениях / Д.Д. Харрисон, Д.Е. Ходсон // Эффект памяти формы в сплавах. –М.: Металлургия, 1979. –С.186–192.
8. Корнилов И.И. Никелид титана и другие сплавы с эффектом памяти / Корнилов И.И., Белоусов С.Е., Качур В.Е. –М.: Наука, 1977. – 180 с.
9. Ларин В.К. Некоторые примеры использования сплавов со свойством памяти формы / В.К. Ларин, В.Н. Нецадим, П.В. Титов [и др.] // Информационное письмо. – К.: ИМФ АН УССР, –12 с.
10. Бенкс Р.Д. Тепловые двигатели из нитинола / Р.Д. Бенкс // Эффект памяти формы в сплавах. – М.:Металлургия, 1979. –С.216–221.
11. Тихонов А.С. Применение эффекта памяти формы в современном машиностроении / Тихонов А.С. , Герасимов А.П. , Прохорова И.И. –М.: Машиностроение, 1981. – 232 с.
12. Зозуля Д.В. Способы подпрессовки обмоток трансформаторов с использованием эффекта памяти формы / Д.В. Зозуля // Энергетика и электрификация. –1992, –№4. –С.47–48.
13. Бородай И.А. Компенсация реологических процессов сплавами с памятью формы / Бородай И.А., Кошеленко Л.С., Братусь С.Ф. // Тезисы докладов Всесоюзной конференции “Сверхупругость, эффект памяти формы и их применение в новой технике”. – Томск: Томский Университет, –1985. –С.47–48.

14. Зорин В.В. Моделирование и оптимизация режимов электрических сетей: автореф. дис. на соискание науч. степени докт. техн. наук : спец. 05.14.02, / В.В. Зорин. – М., 1983. –34 с.
15. Зорин В.В. Оптимизация мероприятий по повышению надежности в электрических сетях / В.В. Зорин // Энергетика и электрификация. –1980. –№1. – С.19–21.
16. Тисленко В.В., Зорин В.В. Надежность схем резервируемых систем / В.В. Тисленко, В.В. Зорин // Сб.докладов “Надежность снабжения электроэнергией потребителей, подключенных к распределительным сетям в сельской местности”. Вып.1. –М., 1969. –С.78–81.
17. Тисленко В.В. Модели и методы управления надежностью систем электроснабжения сельскохозяйственного назначения: автореф. дис. на соискание ученой степени докт. техн. наук: спец. 05.14.02, / В.В. Тисленко. –К., 1991. –38 с.
18. А.с. 672674 СССР, МКИ Н01 Н 12/03 Плавкий предохранитель / А.П.Коробов, И.И.Прокофьев, Л.И.Степанова (СССР). –№2542166; заявл. 12.03.75; опубл. 03.01.77, Бюл. №25.
19. А.с. 847396 СССР, МКИ. Расцепитель максимального тока / К.К.Намиток, В.Г.Брезинский, В.Н.Терешин (СССР). – №2843155; заявл. 23.07.79.; опубл. 30.01.81, Бюл. №26.
20. А.с.853699 СССР, МКИ. Реле защиты электрических цепей / Е.З.Витайкин, В.А.Удовенко, В.Б.Дмитриев (СССР). – № 28733143; заявл. 20.02.80; опубл. 07.02.82, Бюл. №21.
21. Намиток К.К. Использование материалов с памятью формы в расцепителях автоматических выключателей / К.К.Намиток, В.Г.Брезинский// Электротехника. –1987, –№4. –С.47–48.
22. Иванов В.Н. Основы эксплуатационной надежности и теория ремонтного обслуживания / Иванов В.Н. – Саратов, 1975. –133с.
23. Сырых Н.Н. Эксплуатация сельских электроустановок / Сырых Н.Н. –М.: Агропромиздат, 1986. –255 с.
24. Таран В.П. Техническая диагностика при эксплуатации электрооборудования / Таран В.П. –К.: Урожай, 1978. –152с.
25. Афанасьев В.В. Справочник по расчету и конструированию контактных частей силовых электрических аппаратов / Афанасьев В.В. – Л.: Энергоатомиздат. Ленингр.отд-ние, 1988. – 379 с.
26. Бойченко В.И. Контактные соединения токоведущих шин / Бойченко В.И., Дзекцер Н.Н. – Л.: Энергия, 1978. –144 с.
27. Залесский А.М. Тепловые расчеты электрических аппаратов / Залесский А.М. , Кукеков Г.А. – Л.: Энергия, 1967. –234 с.

28. Ким Е.И. Математические модели тепловых процессов в электрических контактах / Ким Е.И., Омельченко В.Т., Харин С.Н. – Алма-Ата: Наука, 1977. – 236 с.
29. Хольм Р. Электрические контакты / Хольм Р. –М.: Изд-во иностр. лит., 1961. –461 с.
30. А.с. 1617481 СССР, МКИ Н01 Н 31/00 Контактная система многоамперных электрических аппаратов / В.В.Козырский, А.В.Кравец, Г.Т.Евсеев (СССР). – №4658689; заявл. 24.01.89; опубл. 30.12.90, Бюл. №48.
31. А.с. 1649986 СССР, МКИ Н01 R 4/38, 11/00 Разборный контактный узел / А.В.Кравец, В.В. Козырский (СССР). – №4724029; заявлено 27.07.89.
32. Козырский В.В. Повышение надежности контактной системы разъединителей / В.В. Козырский, А.В. Кравец, Г.З. Затульский // Энергетика и электрификация. –1991. –№2. –С.20–21.
33. Козырский В.В. Устройства термостабилизации контактного давления и контроля температуры контактных соединений / В.В. Козырский, В.В. Каплун, А.Н. Шаршаков // Энергетика и электрификация. –1993. –№3. –С.22–24.
34. Козырский В.В. Контроль температуры закрытых распределительных устройств / В.В. Козырский, Е.И. Удод, В.В. Каплун [и др.] // Энергетика и электрификация. –1995. –№2. –С.26–27.
35. Козырский В.В. Устройства термостабилизации контактного давления и контроля температуры контактных соединений / В.В. Козырский, Е.И. Удод, В.В. Каплун [и др.] // Энергетик. –1995. –№6. –С.18–19.
36. Лихачев В.А. Эффекты памяти формы. Проблемы и перспективы / В.А. Лихачев // Изв. вузов. Физика. –1985. –№5. –С.21–40.
37. Соединительные конструкции на основе эффекта памяти формы // Сборник научных разработок; под ред. В.Д. Чернова, 1986. –169с.
38. L.C. Chang and T.A. Read, Trans. AIME, 1951, Vol 191, p. 47.
39. Каплун В.В. Експлуатаційний контроль контактних з'єднань сільських електроустановок термочутливими пристроями з ефектом пам'яті форми: Автореф. дис. канд. техн. наук: 05.09.16, / Нац. агр-й ун-т, К., 2001. –22 с.
40. J.D. Harrison and D.E. Hodgson, Shape Memory Effects in Alloys, J. Perkins, Ed., Plenum Press, 1975, p.517.
41. Wayman С.М. Shape Memory Alloys // MRS Bulletin, 1993, Vol. 18, № 4, p. 49–56.
42. Займовский В.А. Необычные свойства обычных металлов / Займовский В.А., Колупаева Т.Л. –М.: Наука, 1984. –192 с.
43. D.E. Hodgson, Using Shape Memory Alloys, Shape Memory Applications, 1988, p.234.

44. Корчак В.П. Плавка и литье сплавов с эффектом памяти формы / Корчак В.П., Ларин В.К. –К.: Общество “Знание” Украинской ССР, 1980. –23 с.
45. A. Sato, K. Soma, E. Chishima, and T. Mori, in Proceedings, International Conference on Martensitic Transformations (Louvain, Belgium), 1982. -P.4-8.
46. Дорошенко С.П. Получение медных сплавов, обладающих свойством памяти формы / С.П.Дорошенко, В.П.Корчак, Л.Г.Хандрос // Литейное производство. – 1978. –№6. –С.2–4.
47. D.E. Hodgson, Proceedings of Engineering Aspects of Shape Memory Alloys (Lansing, MI), 1988, p.125.
48. H. Otsuka, H. Yamada, H. Tanahashi, and T. Maruyama. Proceedings, International Conference on Martensitic Transformations (Sydney, Australia), 1989. P.345-349.
49. Oshida Y., Miyazaki S. Corrosion and Biocompatibility of Shape Memory Alloys//Corrosion Engineering, Vol. 40, 1991, p. 1009-1025.
50. Duerig T.W., Melton K.N. Designing with the Shape Memory Effect // MRS Int'l Mtg. on Adv. Mats., Vol. 9, 1989, p. 581-597.
51. Kauffman G.B., Mayo I. The Metal with a Memory // Invention & Technology, 1993, №7. p. 18-23.
52. Shape memory alloys and their applications// Jap. Ind. And Technol. Bul. 1982, Vol 10, № 1. –P. 4–5.
53. Каплун В.В. Технологія виготовлення тонкого прокату сплаву Cu-Al-Mn “Медалім” і вказівників перегріву нероз’ємних контактних з’єднань / В.В. Каплун, О.М. Шаршаков, О.М. Томилко [та ін.] // Машинознавство. – 2000. – №2. –С.36–38.
54. Liu Y., and McCormick P.G. Factors Influencing the Development of Two-Way Shape Memory in NiTi// Acta Metallurgica, 1990, Vol. 38, №7, p. 1321–1326.
55. Eucken S., Duerig T.W. The Effect of Pseudoelastic Prestraining on the Tensile Behavior and Two-Way Shape Memory Effect in Aged NiTi//Acta Metallurgica, 1989, Vol. 37, No. 8, p. 2245–2252.
56. Зак Г.Г. Розробка мідних сплавів з ефектом пам’яті форми та технології їх отримання для термомеханічних з’єднань різноманітного призначення: автореф. дис. на здобуття ступеня канд. техн. наук: спец. 05.16.04 / Г.Г. Зак. – К., 1994. – 15 с.
57. Sekiguchi Y. Shape memory effect alloys//Chem. Ind., 1983, №3. P.254–258.
58. Власов А.Б. Использование тепловизоров для контроля состояния электрооборудования в Колэнерго / А.Б. Власов, Н.С. Афанасьев // Электрические станции. – 1994, – №12. –С.21–23.

59. Грудинский П.Г. Техническая эксплуатация основного электрооборудования станций и подстанций / Грудинский П.Г., Мандрыкин С.А. Улицкий М.С. – М.: Энергия, 1974. –576 с.
60. Технічне діагностування та контроль технічного стану. Терміни та визначення. ДСТУ 2389-94. –К.: Держстандарт України, 1994. –32 с.
61. Константинов А.Г. Применение приборов инфракрасной техники для контроля силового электротехнического оборудования / А.Г. Константинов, В.Н. Осотов, Ю.А. Фоминых // Энергетик. –1993. –№3. –С.22–24.
62. Контроль температуры и состояния выключателей в распределительных устройствах среднего напряжения // Обзор АВВ. –1993. –№3. –С.23–26.
63. Масленников Д.С. О тепловизионном контроле электротехнического оборудования / Д.С. Масленников, А.Г. Константинов, В.Н. Осотов // Электрические станции. –1985, –№11. –С.73–75.
64. Фигурнов Е.П. Контроль контактных соединений электротехнического оборудования с помощью инфракрасных приборов / Е.П. Фигурнов, С.Д.Мрыхин // Электрические станции. –1987. –№1. –С.62–63.
65. Карвовский Г.А. Защита электрооборудования от воздействия окружающей среды / Карвовский Г.А. –М.:Энергия, 1968, –168 с.
66. А.С. 1772863 СССР, МКИ Н02Н 7/08, 5/04, 3/16/ Устройство для защиты трехфазных электродвигателей от аварийных режимов / В.В.Козырский, В.И.Мишин, Н.Т.Лут, А.В.Кравец, В.В.Каплун (СССР). – №4908602; заявлено 06.02.91, опубл. 30.10.92, Бюл. №40.
67. Козирський В.В. Термочутливі елементи датчиків-термореле на основі сплавів з ефектом пам'яті форми / В.В.Козирський, Т.П. Резніченко, В.В. Каплун // Энергетика и электрификация. –1997. –№2. –С.41–42.
68. Термочутливий вимикач. МКИ<sup>6</sup> Н01Н 61/06/ В.В.Козирський, В.А.Марчинський (Україна). - № 2001064152; заявлено 15.06.01 (у стадії розгляду у Держпатенті України).
69. Каплун В.В. Експлуатаційний контроль контактних з'єднань за нагрівом при допомозі пристроїв для безперервного діагностування / В.В. Каплун, В.В.Козирський / /Вісник Українського Будинку економічних та науково-технічних знань. – 1998. –№6. –С.80–83.
70. Розробка технічних пристроїв захисту електроустановок від аварійних режимів роботи з використанням сплавів з ефектом пам'яті форми: Звіт про науково-дослідну роботу Нац. аграрн. ун-ту, № держреєстрації 0196U013090 . – К., 2000. –132 с.
71. Отчет по научной теме “Разработка и производство устройств для энергетических установок на основе металлов с эффектом памяти формы”.

- Выполнено по договору № ЭУ-12-93 НПО “АНТЕН” и УНПО “Энергопрогресс”. –К., АНТЕН, 1993. –45с.
72. Отчет по научной теме “Разработка новых устройств с элементами на основе сплавов с эффектом памяти формы”. Выполнено по договору № 1.5-12/94 НПО “АНТЕН” и УНПО “Энергопрогресс”. –К., АНТЕН, 1994. –26с.
73. Шафа комплектного розподільного пристрою. МКИ<sup>4</sup> Н02В 13/00/ В.В.Козирський, М.Т. Лут, В.В. Каплун, В.А. Марчинский (Україна). – №2001010645; заявлено 29.01.01 (у стадії розгляду у Держпатенті України).
74. Крыжов Г.П. Новое явление в электротехнологиях (эффект Крыжова-Козырского) / Г.П. Крыжов, В.В. Козырский // Зб. наук. праць Інституту електродинаміки НАН України. Електроенергетика 2000. –К., ІЕД НАН України, 2000. –С.206–208.
75. Мишин В.И. Математическое моделирование электромеханических процессов в контактных системах, оснащенных активными термостабилизаторами давления / В.И. Мишин, В.В. Козырский // Вісник Українського Будинку економічних та науково-технічних знань. – 1999. –№5. – С.28–32.
76. Козирський В.В. Застосування спеціальних сплавів для розширення функціональних можливостей комбінованих розчіплювачів автоматичних вимикачів / В.В. Козирський, М.Т. Лут // Механізація сільського господарства. Збірник наукових праць Національного аграрного університету. – Том 5. –К., Видавництво НАУ. – 1999. –С.303.
77. А.с. 1707646 СССР, МКИ Н01 Н 85/36, 85/02 Плавкий предохранитель / А.В.Кравец, В.В. Козырский (СССР). – № 4816362; заявлено 22.01.90, опубл. 23.01.92, Бюл. № 3.
78. Аптер Э.М. Исследование характеристик быстродействующих предохранителей типа ПНБ5 / Э.М. Аптер, Н.И. Левитан, А.Г. Элькин // Электротехническая промышленность. Аппараты низкого напряжения. –1972. – №5. –С.7–10.
79. Намитоков К.К. Плавкие предохранители / Намитоков К.К., Хмельницкий Р.С., Аникеева К.Н. – М.: Энергия, 1979. –176 с.
80. Козирський В.В. Використання сплавів з ефектом пам'яті форми для розробки комбінованих розчіплювачів автоматичних вимикачів / В.В. Козирський, М.Т. Лут // Энергетика и электрификация. – 2000. – №11. –С.47–49.
81. Корр. Electrotechnik - Electronik. Catalogue, 1998, p.187.
82. Намитоков К.К. Испытания аппаратов низкого напряжения / Намитов К.К. – М.: Энергоатомиздат, 1985. – 248 с.



83. Козирський В.В. Параметри та характеристики запобіжників з термомеханічним руйнуванням вставки / В.В. Козирський // Энергетика и электрификация. – 2001, – №6. – С.33–36.
84. Козирський В.В. Моделювання захисних характеристик запобіжників з термочутливими елементами із спеціальних сплавів / В.В. Козирський // Науковий вісник Національного аграрного університету. – К. – 2001. – №41. – С.215–218.
85. Козырский В.В. Моделирование параметров и характеристик комбинированных расцепителей автоматических выключателей с термочувствительными элементами из специальных сплавов / В.В. Козирський, Н.Т. Лут, М.В. Синьков // Известия ВУЗов СНГ. Энергетика. – 2001. – №2. – С.50–55.
86. Козирський В.В. Математичне моделювання параметрів та характеристик термореле з термочутливими елементами на основі сплавів з ефектом пам'яті форми / В.В. Козирський, Т.П. Резніченко, М.Т. Лут та ін. // Науковий вісник Національного аграрного університету. – 2001. – №34. –С.206–212.
87. Соединения контактные электрические. Классификация. Общие технические требования: ГОСТ 10434-82. –М.: Из-во стандартов, 1982. –23 с.
88. Соединения контактные электрические. Правила приемки и методы испытаний: ГОСТ 17441-84. – М.: Из-во стандартов, 1984. –32 с.
89. Изделия электрические. Требования по надежности: ГОСТ 2039312-85. –М.: Из-во стандартов, 1985. –27 с.
90. Контакти електричні. Терміни та визначення: ДСТУ 2290-93. –К.: Держстандарт України, 1993. –23 с.
91. Бредихин А.Н. Электрические контактные соединения / Бредихин А.Н, Хомяков М.В. – Л.: Энергия, 1980. –168 с.
92. Брон О.Б., Тепловое сопротивление контактов / О.Б. Брон, Н.Н. Дзекцер // Электротехническая промышленность. Аппараты низкого напряжения. – 1973, – №10. – С.3–6.
93. Гарцман К.Г. Усовершенствование контактных соединений в электроустановках / К.Г. Гарцман, Н.Н. Дзекцер, Т.Б. Судиловская // Электричество. – 1987. – №2. – С.39–41.
94. Дзекцер Н.Н. Многоамперные контактные соединения. / Дзекцер Н.Н., Висленев Ю.С. – Л.: Энергоатомиздат. Ленинградское отд-е, 1987. –128 с.
95. Merl W.A., Vinaricky E. Der Ruhende Kontakt//Seminar Konakt Verhalten und Schalten, 1972, S.22-24.
96. Keil A., Merl W.A., Vinaricky E. Elektrische Kontakte und ihre Werkstoffe. – Berlin, 1984. –496 s.

97. Демкин Н.Б. Поверхность деталей машин и эксплуатационные свойства контактов / Н.Б. Демкин, В.В. Измайлов // Поверхность. Физика, химия, механика. – 1982. – №11. –С.16–27.
98. Демкин Н.Б. Контактное шероховатых поверхностей / Демкин Н.Б. – М.: Наука, 1970. –227с.
99. Правила устройств электроустановок. – М.: Энергоатомиздат, 1986. –615с.
100. Лысов Н.Е. Об установившемся нагреве и сопротивлении замкнутых контактов / Лысов Н.Е. –Электротехника. –1963. – №6. –С.31–34.
101. Козырский В.В. Повышение надежности контактных соединений электроустановок с применением специальных сплавов / В.В. Козырский, Т.Ф. Резниченко // Збірник наукових праць Кіровоградського державного технічного університету. – Вип.5. – Кіровоград: КДТУ. – 1999. –С.190–198.
102. Козирський В.В. Особливості термомеханічних процесів при нагріванні нероз'ємних контактних систем струмами короткого замикання / В.В.Козирський // Машинознавство. – 2000. – №11. –С.34–37.
103. Козирський В.В. Обґрунтування термінів ремонтних робіт та прогнозування строків служби контактів розбірного типу за умов неповноти вихідної інформації / В.В. Козирський // Зб. наук. праць Інституту електродинаміки НАН України. – К., ІЕД НАН України. –2002. –№2. –С.99–101.
104. ГОСТ 3057-90. Пружины тарельчатые. Общие технические условия.–М.: Из-во стандартов, 1990. –36 с.
105. Федоров А.А. Эксплуатация электрооборудования промышленных предприятий / Федоров А.А., Попов Ю.П. – М.: Энергаториздат, 1986. – 280с.
106. Иванченко О.И. О болтовом соединении шин / О.И. Иванченко // Электрические станции. – 1961. – №8. – С.58–62.
107. Козырский В.В. Управление режимом работы контактных систем с болтовым соединением на основе применения специальных сплавов / В.В.Козырский // Электротехника (Москва). – 2001. – №3. – С.27–30.
108. Розбірний контактний вузол. МПК<sup>6</sup> НО1R 4/38, 11/00/ В.В. Козирський, Т.П. Резніченко, М.В. Синьков. – № 2000042127; заявлено 13.04.00 (у стадії розгляду у Держпатенті України).
109. Козирський В.В. Математичне моделювання електротеплових процесів у контактному з'єднанні за наявності пасивних термостабілізаторів контактного тиску / В.В. Козирський // Вісник Українського Будинку економічних та науково-технічних знань. – 1999. – №1. – С.27–30.
110. Новиков Ю.Н. Теория и расчет электрических аппаратов / Новиков Ю.Н. – Л.: Энергия, 1970. –28 с.
111. Козирський В.В. Моделювання електротеплових процесів у комутаційних контактних системах з активними термостабілізаторами тиску/ В.В.Козирський//

- Науковий вісник Національного аграрного університету. – 2000. – №33. –С.169–174.
112. Брон О.Б. К вопросу об электродинамических силах в контактах / О.Б. Брон // Электротехника. – 1965. – №1. – С.8–11.
113. Пат. 29263 А Україна, МКИ Н01Н 31/00/ Контактна система комутаційного апарата / Козирський В.В., Каплун В.В., Крижов Г.П. – №98041705; заявл. 03.04.98; опубл.16.10.00, Бюл. №5–11.
114. МПК<sup>6</sup> Н01Н 31/00/ Контактна система комутаційного апарата / Козирський В.В., Мишкун А.М., Ковбуз В.П. – № 2001010865; заявл. 08.02.01 (у стадії розгляду в Держпатенті України).
115. Козирський В.В. Аналіз параметрів контролю стану та прогнозування процесу старіння контактів розбірного типу / В.В. Козирський // Енергетика и электрификация. – 2002, – №6. –С.16–18.
116. Пиковский А.А. Техничко-экономические расчеты в энергетике в условиях неопределенности / Пиковский А.А., Тарантин В.А. – Л.: Изд-во ЛГУ, 1981. – 196 с.
117. Козирський В.В. Обґрунтування термінів ремонтних робіт та прогнозування строків служби контактів розбірного типу за умов неповноти вихідної інформації / В.В. Козирський // Зб. наук. праць Інституту електродинаміки НАН України. – К., ІЕД НАН України, 2002. – №2. – С.99–101.
118. Резниченко Т.Ф. Термочувствительные элементы датчиков температуры па основе сплавов с эффектом памяти формы / Т.Ф. Резниченко, В.В. Козырский, В.В. Каплун // Энергетика и электрификация. – №3. – 1997.
119. Козирський В.В. Пристрої термостабілізації контактного тиску та контролю температури контактних вузлів / В.В. Козирський, В.В. Каплун // Енергетика та електрифікація. – 1993. – №3.
120. Козырский В.В. Устройства термостабилизации контактного давления и контроля температуры контактных соединений / В.В. Козырский, Е.И. Удод, В.В. Каплун [и др.] // Энергетик. – №6. – 1995.
121. Эксплуатация электроустановок в сельском хозяйстве и технологического оборудования в животноводстве // Научные труды. – Том 50. – М.: ВИЭСХ, 1979. – С.
122. Соединительные конструкции на основе эффекта “памяти формы”. Под научной ред. Чернова В.Д., 1986.
123. Ооцука К. Сплавы с эффектом памяти формы / Ооцука К., Симидзу К., Судзуки Ю. [и др.], под ред. Фунакубо Х.: Пер. с японск. –М.: Металлургия, 1990. – 224с.
124. Каплун В.В. Експлуатаційний контроль контактних з'єднань за нагрівом при допомозі пристроїв для безперервного діагностування. / В.В. Каплун, В.В.

Козирський // Вісник Українського Будинку економічних та науково-технічних знань. – №6. – 1998.

125. Соединения контактные электрические. Классификация. Общие технические требования: ГОСТ 10434-82.

126. Смага Н.Н. Контактные соединения и коммутирующие контакты низковольтных аппаратов / Н.Н. Смага // Труды ВНИИЭлектроаппарат. – Вып.2. – 1970.

127. Гольцберг О.Д. Автоматизация контроля параметров и диагностика асинхронных двигателей / Гольцберг О.Д. – М.: Энергоатомиздат, 1991. – 160 с.

128. Карр Дж. Диагностика и ремонт аппаратуры радиосвязи и радиовещания: пер. с англ. / Карр Дж. – М.: 1991. –400 с.

129. Карвовский Г.А. Защита электрооборудования от воздействия окружающей среды / Карвовский Г.А. – М.: Энергия, 1968. –168 с.

130. Контроль температуры и состояния выключателей и распределительных устройств среднего напряжения. Обзор АБВ, №3, 1993.

131. Залесский А.М. Тепловые расчеты электрических аппаратов / Залесский А.М., Кукетов Г.А. – Л.: Энергия, 1967. –234с.

132. Соединения контактные электрические. Правила приемки и методы испытаний: ГОСТ 17441-84.

133. Анисимов В.В. Элементы теории массового обслуживания и асимптотического анализа систем / Анисимов В.В., Закусило О.К., Донченко В.С. – К.: Высш. шк., 1987. –265 с.

134. Киншт Н.В. Диагностика электрических цепей / Киншт Н.В., Герасимова Г.Н., Кац М.А. – М.: Энергоатомиздат, 1983.-192 с.

135. Ксенз С.П. Диагностика и ремонтпригодность радиоэлектронных средств / Ксенз С.П. – М.: Радио и связь, 1989. –248 с.

136. Королюк В.С., Турбин А.Ф. Полумарковские процессы и их приложения / Королюк В.С., Турбин А.Ф. – К.: Наукова думка, 1976. –181 с.

137. Дзекцер Н.Н. Современные представления о контактных соединениях / Дзекцер Н.Н. Электр. контакты и электроды. Пути повышения качества и надежности. – К.: 1989. – С. 18–24.

138. Ховард Р.А. Динамическое программирование и марковские процессы / Ховард Р.А. – М. – Советское радио, 1964.

139. Jewell W.S. Markow - Renewal Programming 1,1. - "Operat. Res.". 1963, 11, №6.

140. Эксплуатация электроустановок в сельском хозяйстве и технологического оборудования в животноводстве // Научные труды. – Том 50. – М.: ВИЭСХ, 1979.

141. W.J. Buehler, J.V. Gilfrich, and R.C. Wiley, *J. Appl. Phys.*, Vol 34, 1963, p.1475.
142. S. Kajiwara, *Trans. Jpn. Inst. Met.*, Vol 26, 1985, p. 595.
143. Технічні умови ТУ У 24371416.001-97. Вказівник перегріву контактних вузлів закритих розподільних пристроїв. Київ, 1997.-10с.
144. Казимир А.П. Эксплуатация электроустановок и электробезопасность в сельском хозяйстве / Казимир А.П., Кerpелева И.Е., Прудников Н.И. – Л.:Колос,1980. –214с.
145. Мусин А.М. Аварийные режимы асинхронных электродвигателей и способы их защиты / Мусин А.М. – М.: Колос, 1979. –112с.
146. Козырский В.В. Повышение надежности контроля состояния плавких предохранителей / В.В. Козырский, А.В. Кравец // Энергетика и электрификация. – 1990. – №4. – С.32–33.
147. МКІ<sup>5</sup> Н01Н 33/00/ Високовольтний автогазовий вимикач навантаження / Козирський В.В., Лут М.Т., Марчинський В.А. (Україна). – №2001010644; заявлено 29.01.01 (у стадії розгляду у Держпатенті України).
148. Мишин В.И. Секционное токосъемное устройство дождевальнoй машины «Кубань» / В.И. Мишин, В.В. Козырский, А.А. Омельчук [и др.] // Механизация и электрификация сельского хозяйства. –1991. – №3. – С.34–35.
149. C. Liang, C.A. Rogers. Design of shape memory alloy actuators // *Journal of mechanical design*. – 1992. – Vol. 114. – P. 223–230.
150. W. Huang. Shape Memory Alloys and their Application to Actuators for Deployable Structures. Dissertation submitted to the University of Cambridge for the degree of Doctor of Philosophy. – Peterhouse, 1998. – 175 p.
151. Hirose S., Ikuta K., Umetani Y. Development of a Shape Memory Alloy Actuator: Performance Assessment and Introduction of a New Composing Approach // *Advanced Robotics*. – 1989. – Vol. 3, № 1. – P. 3–16.
152. Барвинок В.А. Физические основы моделирования и проектирования реверсивных силовых приводов из материала с эффектом памяти формы / Барвинок В.А., Богданович В.И., Феоктистов В.С. – М.: Международный центр научной и технической информации, 1997. –72 с.
153. Декуша Л.В. Переносной прибор для измерения коэффициентов теплопроводности строительных материалов / Л.В. Декуша, Л.И. Воробьев, Т.Г. Грищенко // *Промышленная теплотехника*. – 2004. – Том 26. – №3. – С. 80–84.
154. Декуша Л.В. Особенности экспресс-измерения теплопроводности на образце конечной толщины прибором ИТ-8 / Л.В. Декуша, Т.В. Менделеева, Воробьев Л.И. [и др.] // *Промышленная теплотехника*. – 2004. – Том 26. – №5. – С. 76–82.
155. Бурова З.А. Проблемы измерения теплопроводности теплоизоляционных

- и строительных материалов / З.А. Бурова, А.В. Гайдучек, С.И. Ковтун // Промышленная теплотехника. – 2004. – Том 26. – №6. – С. 205–209.
156. Декуша О.Л. Прибор для экспресс-измерения коэффициента теплопроводности строительных материалов (ИТ-8) / О.Л. Декуша // Промышленная теплотехника. – 2004. – Том 26. – №6. – С. 212–216.
157. Мурованная Л.С. Установка для исследований высокотеплопроводных материалов / Л.С. Мурованная // Промышленная теплотехника. – 2004. – Том 26. – №6. – С. 216–220.
158. Декуша О.Л. Метод локального теплового воздействия (зондовый метод) измерения теплопроводности материалов с выносными преобразователями температуры / О.Л. Декуша // Промышленная теплотехника. – 2005. – Том 27. – №5. – С. 102 – 108.
159. Козирський В.В. Дослідження електротеплофізичних параметрів сплаву з ефектом пам'яті форми Cu-Al-Mn / В.В. Козирський, С.М. Волошин // Науковий вісник Національного аграрного університету. – К.: НАУ, 2006. – Вип. 100. – С. 221–227.
160. Дущенко В.П. Загальна фізика: Фізичні основи механіки: Молекулярна фізика і термодинаміка / Дущенко В.П., Кучерук І.М. – К.: Вища школа, 1993. – 431 с.
161. Пат. 68239А Україна, МКІ<sup>4</sup> А 01 G 9/24, 9/14 Система регулювання температури повітря в теплиці / Козирський В.В., Волошин С.М., Марчинський В.А. – Опубл. 15.07.2004, Бюл. №7.
162. Пат. 16934 МПК (2006) А 01 G 9/00 Терморегульований парник / В.В. Козирський, С.М. Волошин. – Опубл. 15.09.2006, Бюл. №9.
163. Писаренко Г.С. Сопротивление материалов / Писаренко Г.С., Агарев В.А. и др. – К.: Высшая школа, 1986. –775 с.
164. Корн Г. Справочник по математике для научных работников и инженеров / Корн Г., Корн Т. – М.: Наука, 1973. –831 с.
165. Живописцев Е.Н. Электротехнология и электрическое освещение / Живописцев Е.Н., Косицын О.А. – М.: Агропромиздат, 1990. –303 с.
166. Тепло- и массообмен. Теплотехнический эксперимент: Справочник / Е.В. Аметистов, В.А. Григорьев, Б.Т. Емцев и др.; под общ. ред. В.А. Григорьева и В.М. Зорина. – М.: Энергоиздат, 1982. –512 с.
167. Козырський В.В. Метод определения температурного поля с внутренним источником теплоты / В.В. Козырський, С.М. Волошин // Збірник наукових праць Інституту електродинаміки. – 2005. – №10. – С. 87–90.
168. Эккерт Э.Р. Теория тепло- и массообмена / Эккерт Э.Р., Дрейк Ф.М. – М.: Госэнергоиздат, 1971. – 430 с.

169. Sandler S.J., Dahler I.S. Heat transfer // J. Chem. Phys. – 1965. – Vol. 42. – P. 34–45.
170. Methodology Star-CD (Version 3.24) / CD adapco Group. – 2004.
171. Warsi Z. Conservation form of the Navier-Stokes equations in general nonsteady coordinates // AIAA Journal. – 1981. – №19. – P. 240–242.
172. Jones W.P. Prediction methods for turbulent flames // Prediction Methods for Turbulent Flow (Ed. W. Kollman). Hemisphere, Washington (D.C.) –1980. –P. 1–45.
173. Козирський В.В. Експериментальне дослідження приводних елементів з СЕПФ / В.В. Козирський, С.М. Волошин // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – Вип. 37 "Проблеми енергозабезпечення та енергозбереження в АПК України". – Том 1. – Харків: ХНТУСГ, 2005. – С. 66–73.
174. Геращенко О.А. Температурные измерения. Справочник / Геращенко О.А., Гордов А.Н., Лах В.И. и др. – К.: Наукова думка, 1984. –493 с.
175. Іноземцев Г.Б. Основи наукових досліджень електрифікованих технологій в аграрному виробництві: Навчальний посібник / Г.Б. Іноземцев, В.В. Козирський. – К.: ЦТІ "Енергетика і електрифікація", 2003. –160 с.
176. Козирський В.В., Моделювання термомеханічного зусилля приводного елемента зі сплаву з ефектом пам'яті форми / В.В. Козирський, С.М. Волошин // Електрифікація та автоматизація сільського господарства. – 2005. – № 4 (13). – С. 84–90.
177. Инструкция к прибору ДП 6. М.: Учтехприбор, 1980. –32 с.
178. Козирський В.В. Електротермомеханічний привод із сплаву з ефектом пам'яті форми / В.В. Козирський, С.М. Волошин // Електрифікація та автоматизація сільського господарства. – 2006. – № 1 (16). – С. 55 – 62.
179. Пат. №67471 А Україна. Контактна система комутаційного апарата / Козирський В.В., Трохимець О.П., Гай О.В., Марчинський В.А.
180. Пат. №66920 Україна. Топкий запобіжник / Козирський В.В., Марчинський В.А.
181. Пат. №10530 Україна. Трифазний струмообмежуючий реактор / Козирський В.В., Каплун В.В., Шевченко С.Г.
182. Пат. №17407 Україна. Вітродвигун / Козирський В.В., Каплун В.В., Петренко А.В.
183. Пат. №23460 Україна. Вітроустановка / Козирський В.В., Каплун В.В., Петренко А.В.
184. Пат. № 79985 Україна. Контактний вузол / Козирський В.В., Каплун В.В., Шевченко С.Г.
185. Пат. № 79989 Україна. Контактний вузол / Козирський В.В., Каплун В.В., Шевченко С.Г.

186. Пат. № 79134. Розбірний контактний вузол / Козирський В.В., Каплун В.В., Шевченко С.Г.
187. Пат. № 79141. Розбірний контактний вузол / Козирський В.В., Каплун В.В., Шевченко С.Г.
188. Курдюмов Г. В. // Докл. АН СССР. - 1948. – 60, №9.- С.1534-1546.
189. Курдюмов Г. В., Закс Г. // Вестн. металлопромышленности. - 1930. – № 9/10.- С. 165-166.
190. Курдюмов Г. В. // Проблемы металловедения и физики металлов.- 1952. - М. : Металлургиздат. - Т.3 .- 9С.
191. Курдюмов Г. В., Хандрос Л.Г. // Докл. АН СССР. - 1949. – 66, №2.- С.211-214.
192. Wayman C.M. // New York: McMillan, - 1964. – 326p.
193. Варлимонт Х., Дилей Л. // М. : Наука. - 1980.- 205 С.
194. Ullakko K. // J. Mater. Eng. Perform. – 1966. – Vol. 5. - P. 405-409.
195. Кокорин В.В. Мартынов В.В. // ФММ. – 1991. - №9. – С. 103-106.
196. Martinov V. V., Kokorin V. V. // J. Phys. (France) III. – 1992. – Vol. 2. – P. 739-749.
197. Chernenko V. A., Cesari E., Kokorin V. V., I. N. Vitenko I. N. // Scr. Metall. Mater. – 1995. – Vol. 33. – P. 1239-1244.
198. Ullakko K., Huang J. K., Kantner C., O'Handley R. C., Kokorin V. V. // Appl. Phys. Lett. – 1996. – Vol. 69. – P. 1966-1968.
199. Wuttig M., Liu L., Tsuchiya K., James R.D. // J. Applied Physics. – 2000. – Vol. 87. - P. 4707-4711.
200. James R. D., Tickle R., Wuttig M. // Materials Science and Engineering A. - 1999 – Vol. 273-295. – P. 320-325.
201. O'Handley R.C. // J. Appl.Phys. – 1998. – Vol. 83. - P. 3263-3270.
202. Tickle R., James R. D., Magnet J. // J. Magnetism and Magnetic Materials. – 1999. – Vol. 195. - P. 627-638.
203. Ullakko K., Jakovenko P.T., Gavriljuk V.G. // Proc. SPIE. – 1996. - Vol. 2715. - P. 42-50.
204. James R.D. Wuttig M. // Proc. SPIE. – 1996. - Vol. 2715. – P. 420-426.
205. Wuttig M., Liu L., Tsuchiya K., James R.D. // J. Applied Physics. – 2000. – Vol. 87. - P. 4707-4711.
206. Likhachev A.A., Ullakko K. // EPJdirect. – 1999. - B2. - P. 1-9.
207. Murrey S. J., Marioni M., Allen S. M., O'Handley R. C. // Appl. Phys. Lett. – 2000. – Vol. 77. - P. 886-888.
208. Likhachev A.A., Ullakko K. // Eur. Phys. J – 2000. - B14. - P.263-266.
209. Likhachev A.A., Ullakko K. // Phys. Lett. A 2000. - Vol. 275, issue 1-2. - P: 142-151.
210. Likhachev A.A., Ullakko K. // JMMM. – 2001. - Vol. 226-230. - P.-1541-1543.



211. Likhachev A.A. and Ullakko K. // *Materials Science Forum*. – 2000. – Vol. – 373-376. – P. 333-336.
212. Likhachev A.A., Sozinov A., Ullakko K. // *Proc. SPIE*. – 2001. – Vol. 4333. – P.197-206.
213. Sozinov A., Likhachev A.A., Ullakko K. // *Proc. SPIE*. – 2001. – Vol. 4333. – P.189-196.
214. Likhachev A.A., Sozinov A., Ullakko K. // *Proc. SPIE*. – 2002 – Vol. 4699. – P.553-563.
215. Likhachev A.A., Ullakko K. // *Journal de Physique IV France*. - 2001. - Vol. 11,Pr8-293-298. - P.435-440
216. Sozinov A., Likhachev A. A., Lanska N., Ullakko K. // *Appl. Phys. Lett.* – 2002. - Vol. 80. - P.1746-1748.
217. Коваль Ю.Н., Лихачев А.А. // *Металлофизика*. – 1988. – Т. 10, №5. - С.28-34.
218. Likhachev A.A. and Koval Yu.N. // *Scr. Met. et Mat.* – 1992. - Vol.27. - P.223-227.
219. Коваль Ю.Н., Лихачев А.А. // *Сб. трудов Института металлофизики НАН Украины. Отв редактор В.В. Немошкаленко. “ Фазовые превращения мартенситного типа”.*– Киев: Наук. думка. 1993. - С.53-72.
220. Likhachev A.A. // *Scr. Met. et Mat.* – 1995. - Vol.32. - P.633-636.
221. Amengual, A.A. Likhachev and Cesari E. // *Scr. Met. et Mat.* – 1996.- Vol.34, No 10. - P.1549-1554.
222. Firstov G.S., Van Humbeeck J., Koval Yu.N. Martensitic transformation and shape memory effect in ZrCo intermetallic compound along with Ni and Ti additions // *Металлофизика и новейшие технологии*. – 2001. – 23. - спец. выпуск. – С. 21-25.
223. G. Firstov, J. Van Humbeeck, Yu. Koval, R. Vitchev, Alloying of ZrCu-based high temperature shape memory alloys// *J.Phys. IV*, 112, (2003) 1075-1080.
224. G. Firstov, Yu. Koval, J. Van Humbeeck, R. Portier, P. Vermaut, P.Ochin, Phase transformation in Zr-29.56 at% Cu–19.85 Ni at.% melt-spun high-temperature shape memory alloy// *Mater.Sci.Eng.A*, A438–440, (2006) 816-820.
225. G. Firstov, Yu. Koval, J. Van Humbeeck, Irreversible processes during martensitic transformation in Zr-based shape memory alloys// *J.Phys.IV*, C5, (1997) 549-555.

- 226.G. Firstov, J. Van Humbeeck, Yu. Koval, Comparison of the high temperature shape memory behaviour for ZrCu-based, Ti-Ni-Zr and Ti-Ni-Hf alloys// *Scr. Mater.*, 50, (2004) 243-248.
- 227.G. Firstov, J. Van Humbeeck, Yu. Koval, Comparison of the high temperature shape memory behaviour for ZrCu-based, Ti-Ni-Zr and Ti-Ni-Hf alloys// *Scr. Mater.*, 50, (2004) 243-248.
- 228.Пора N.C., Balzar D. An analytical approximation for a size-broadened profile given by the lognormal and gamma distributions // *J. Appl. Crystallogr.* – 2002. – 35. – P. 338-346.
- 229.Фирстов Г.С., Коваль Ю.Н., Тимошевский А.Н. и др. Электронная и кристаллическая структура интерметаллического соединения ZrCu // *Доповіди Національної академії наук України.* – 2010. – №1. С. 103-109.
- 230.Фирстов Г.С. Эффект памяти формы в интерметаллических соединениях на основе ZrCu // *Электронная микроскопия и прочность материалов.* – 2008. – Вып. 15. – С. 35-42.
- 231.Баталева С.К., Куприна В.В., Бурнашова В.В. и др. Система Zr-Nb-Co // *Вестник Московского Университета, Химия.* – 1968. – 23. – С. 35-38.
- 232.<http://www.ing.unitn.it/~maud/>
- 233.Matsuda M., Nishimoto T., Matsunaga K. et al. Deformation structure in ductile B2-type Zr-Co-Ni alloys with martensitic transformation // *Journal of Materials Science.* – 2011. – 46. – P. 4221 – 4227.
- 234.Фирстов Г.С. Влияние структурных изменений при легировании на устойчивость к мартенситному превращению B2 интерметаллидов на основе ZrCu // *Доклады Национальной академии наук Украины.* – 2009. – №7. – С. 98-102.
- 235.Kirkpatrick M.E., Bailey D.M., Smith, J.F. The structures of NiZr<sub>2</sub>, NiZr and their hafnium analogs // *Acta Crystallographica.* – 1962. – 15. – P. 252-255.
- 236.Федоров П.П. Применение третьего закона термодинамики к фазовым диаграммам // *Ж. неорганической химии.* – 2010. – 55. – № 11. – С. 1825-1844.
- 237.Schryvers D., Firstov G.S., Seo J.W., Van Humbeeck J., Koval Yu.N. Unit cell determination in CuZr martensite by electron microscopy and x-ray diffraction // *Scripta Mat.* - 1997. - 36. - P.1119-1125.

238. Firstov G.S., Van Humbeeck J., Koval Yu.N. Peculiarities of the martensitic transformation in ZrCu intermetallic compound – potential high temperature SMA// *J. Physique IV*.-2001.-Pr8.-11.-P.481-486.
239. Курдюмов Г.В., Хандрос Л.Г. О «термоупругом» равновесии при мартенситных превращениях// *ДАН СССР*.-1949.-66,№2.,С.211-214.
240. Airoidi G., Rivolta B., Turco C. Heats of transformations as a function of thermal cycling in NiTi alloys// *Proc. of the ICOMAT-86*, (The Japan Institute of Metals, Sendai, 1987), Japan, Nara 26-30 August 1986.-P.691-696.
241. Lo Y.C., Wu S.K., Wayman C.M. Transformation heat as a function of ternary Pd additions in  $Ti_{50}Ni_{50-x}Pd_x$  alloys with x: 20-50 at.%// *Scripta Met. et Mat.*-1990.-24.-P.1571-1576.
242. Martensitic transformation and shape memory G.S.Firstov, Yu.N. Koval, J. Van Humbeeck, P. Ochin, effect in  $Ni_3Ta$ : A novel high-temperature shape memory alloy // *Materials Sci. and Eng. A*. – 2008. - 481-482. – P. 590-593.
243. Carvalho E.M., Harris I.R. X-ray diffraction studies of structural changes in the system  $Zr_{50}Co_{50-x}Ni_x$  // *Journal of the Less-Common Metals*. – 1985. – 106. - P. 143-152.
244. Firstov G.S., Van Humbeeck J., Koval Yu.N. High temperature Shape Memory Alloys problems and prospects // *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*. – 2006. - 17. - №12. - P.1041-1047.
245. Tong H.C., Wayman C.M. Thermodynamics of thermoelastic martensitic transformations// *Acta Met.*-1975.-23.-P.209-215.
246. G. S Firstov, J. Van Humbeeck, Yu. N. Koval, *Металлофизика и новейшие технологии*, т. 23, 2001, спец. выпуск, с. 21-25.
247. G. S. Firstov, J. Van Humbeeck, Yu.N. Koval, *J. Intell. Mater. Syst. Struct.*, vol. 17, 2006, pp. 1041-1047.

ЗМІСТ	Стор.
АНОТАЦІЯ	3
ПЕРЕДМОВА	4
РОЗДІЛ 1. ПЕРСПЕКТИВИ ВИКОРИСТАННЯ СПЛАВІВ З ПАМ'ЯТТЮ ФОРМИ В ЕНЕРГЕТИЦІ	6
РОЗДІЛ 2. ЯВИЩА ЕФЕКТІВ ПАМ'ЯТІ ФОРМИ І НАДПРУЖНОСТІ. ФІЗИЧНІ ВЛАСТИВОСТІ ФУНКЦІОНАЛЬНИХ СПЛАВІВ	17
2.1. Сплави з ефектами пам'яті форми та над пружності	17
2.1.1. Загальні положення	17
2.1.2. Фізичні властивості та основні характеристики сплавів з ЕПФ	18
2.1.3. Методи визначення температури точок фазових перетворень у сплавах з ЕПФ	23
2.1.4. Серійні сплави з ЕПФ та їх особливості і характеристики	26
РОЗДІЛ 3. ОБҐРУНТУВАННЯ ПРИНЦИПІВ КОНТРОЛЮ TEMПЕРАТУРИ ТА ЗАХИСТУ ЕЛЕКТРООБЛАДНАННЯ ВІД АВАРІЙНИХ РЕЖИМІВ НА ОСНОВІ ВИКОРИСТАННЯ ЯВИЩА ЕФЕКТУ ПАМ'ЯТІ ФОРМИ	35
3.1. Методи та засоби контролю температурного режиму електроустановок систем електропостачання	35
3.1.1. Контроль температурного режиму контактних з'єднань електроустановок	35
3.1.2. Термореле для контролю температури електроустановок	37
3.2. Обґрунтування принципів контролю температури контактних з'єднань на основі використання явища ефекту пам'яті форми	39
3.3. Обґрунтування принципів захисту електроустановок від коротких замикань та перевантажень на основі явища ефекту пам'яті форми	43
3.3.1. Особливості властивостей сплавів з ефектом пам'яті форми при прямому нагріванні електричним струмом	43
3.3.2. Обґрунтування технічних принципів запобіжників з термомеханічним руйнуванням вставки	46
3.3.3. Обґрунтування технічних принципів виконання приводних елементів розчіплювачів автоматичних вимикачів	48
3.3.4. Математичне моделювання параметрів та характеристик запобіжників з термомеханічним руйнуванням вставки	53
3.3.5. Математичне моделювання параметрів та характеристик універсальних розчіплювачів автоматичних вимикачів	65
3.3.6. Моделювання параметрів та характеристик термочутливих елементів термореле	67
РОЗДІЛ 4. РЕГУЛЮВАННЯ ТИСКУ У КОНТАКТНИХ СИСТЕМАХ	74

3	ВИКОРИСТАННЯМ ЯВИЩ ЕФЕКТІВ ПАМ'ЯТІ ФОРМИ ТА НАДПРУЖНОСТІ	
4.1.	Аналіз електротеплових процесів у розбірних контактних системах	74
4.1.1.	Теоретичні основи розбірних контактів	74
4.1.2.	Аналіз залежностей температури нагрівання та перехідного опору розбірного контактного з'єднання у режимі довготривалого електричного навантаження	79
4.1.3.	Особливості тепломеханічних процесів при нагріванні розбірних контактних систем струмами короткого замикання	83
4.1.4.	Аналіз принципів стабілізації контактного тиску в розбірних контактних системах	86
4.1.5.	Динамічне управління тиском контактних систем з використанням ефектів пам'яті форми та надпружності	91
4.1.6.	Моделювання електротеплових та електромеханічних процесів у розбірному контактному з'єднанні при наявності пристроїв управління тиском із сплаву з ЕПФ та ЕНП	94
4.1.7.	Аналіз електротеплових процесів у розбірних контактних системах з урахуванням росту оксидних плівок	102
4.1.8.	Моделювання параметрів та характеристик пристроїв управління тиском розбірних контактів	106
4.2.	Математичне моделювання електротеплових та електромеханічних процесів у роз'ємних контактних системах при проходженні струмів короткого замикання	110
4.2.1.	Роз'ємні контактні системи та їх режими роботи	110
4.2.2.	Нагрівання контактних комутаційних систем струмами короткого замикання	112
4.2.3.	Електромеханічні процеси у контактній системі при проходженні струмів короткого замикання	114
4.2.4.	Принципи компенсації електродинамічних сил у контактних комутаційних системах	117
4.2.5.	Математичне моделювання температури площадки контактування у комутаційній контактній системі, обладнаній активними стабілізаторами тиску	119
4.2.6.	Математичне моделювання електромеханічних процесів у контактних з'єднаннях з вмонтованими активними термостабілізаторами тиску	121
4.2.7.	Оптимізація площі поперечного перерізу активних термостабілізаторів тиску	123
	РОЗДІЛ 5. ОБҐРУНТУВАННЯ ГРАНИЧНИХ ТЕРМІНІВ ПРОЦЕСУ	125

СТАРІННЯ РОЗБІРНИХ КОНТАКТІВ ЗА УМОВ НЕПОВНОТИ ВИХІДНОЇ ІНФОРМАЦІЇ	
5.1. Загальні положення	125
5.2. Обґрунтування параметрів контролю стану та прогнозування процесу старіння контактів розбірного типу	126
5.3. Аналіз чутливості перехідного опору контактного з'єднання розбірного типу до зміни вихідних факторів	127
5.4. Обґрунтування термінів ремонтних робіт та прогнозування строків служби контактів розбірного типу за умов неповноти вихідної інформації	132
РОЗДІЛ 6. ТЕОРЕТИЧНЕ ОБҐРУНТУВАННЯ СИСТЕМИ ЕКСПЛУАТАЦІЙНОГО КОНТРОЛЮ КОНТАКТНИХ З'ЄДНАНЬ ТЕРМОЧУТЛИВИМИ ПРИСТРОЯМИ З ЕФЕКТОМ ПАМ'ЯТІ ФОРМИ	139
6.1. Основні вимоги до засобів контролю стану КЗ	139
6.2. Обґрунтування застосування сплавів з ефектом пам'яті форми для термочутливих елементів засобів вимірювання температури контактних з'єднань	139
6.3. Розробка вказівника перегрівання для неперервного контролю стану КЗ	143
6.4. Дослідження термомеханічних характеристик термочутливих елементів на основі сплаву з ЕПФ	147
6.5. Лабораторні дослідження об'єкта "контактне з'єднання – вказівники перегрівання"	151
6.6. Основні принципи реалізації експлуатаційного контролю контактних з'єднань сільських електроустановок	157
6.7. Математична модель оптимізації періодичності проведення експлуатаційного контролю стану КЗ	160
6.7.1. Побудова часової діаграми функціонування системи "КЗ– оператор"	161
6.7.2. Побудова графу станів. Спрощена напівмарківська модель	163
6.7.3. Побудова цільової функції	168
РОЗДІЛ 7. ПРАКТИЧНА РЕАЛІЗАЦІЯ ПРИСТРОЇВ ДЛЯ КОНТРОЛЮ ТЕМПЕРАТУРИ І ЗАХИСТУ ЕЛЕКТРОУСТАНОВОК ВІД АВАРІЙНИХ РЕЖИМІВ, ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНІ ЇХ ДОСЛІДЖЕННЯ ТА ЕФЕКТИВНІСТЬ ЗАСТОСУВАННЯ	174
7.1. Загальні положення	174
7.2. Пристрої для контролю температурного режиму електроустановок	175
7.2.1. Вказівники перегрівання контактних з'єднань	175

7.2.2. Результати експериментальних випробувань вказівників перегрівання контактних з'єднань в експлуатаційній фірмі "Ontario Hydro", Канада	178
7.2.3. Пристрій автоматизованого контролю температури контактних з'єднань в електроустановках систем електропостачання	179
7.2.4. Термометри контактного типу	182
7.2.5. Термореле на основі сплаву з ЕПФ та їх експериментальні дослідження	183
7.3. Пристрої для керування тиском у розбірних контактних системах та особливості їх виробництва і випробування	189
7.4. Застосування сплавів з ефектом пам'яті форми для розширення функціональних можливостей захисних вимикаючих пристроїв	205
7.5. Підвищення надійності автогазових вимикачів	208
7.6. Підвищення надійності роз'ємних контактних систем	211
7.7. Деякі напрями підвищення експлуатаційного ресурсу розбірних контактних систем	213
<b>РОЗДІЛ 8. ОСНОВИ СТВОРЕННЯ ЕЛЕКТРОТЕРМОМЕХАНІЧНИХ ПРИВОДІВ</b>	<b>225</b>
8.1. Принципи побудови приводів на основі сплавів з ефектом пам'яті форми	225
8.2. Розробка конструкції електротермомеханічного приводу на основі ФС для споруд захищеного ґрунту	229
8.3. Дослідження електрофізичних параметрів сплаву з ефектом пам'яті форми	231
8.4. Використання приводів на основі сплавів з ефектом пам'яті форми у системах природної вентиляції споруд захищеного ґрунту	239
8.5. Моделювання термомеханічного зусилля приводного елемента зі сплаву з ефектом пам'яті форми	243
8.6. Моделювання характеристик елементів приводу при нагріванні електричним струмом	250
8.6.1. Моделювання параметрів стороннього електронагрівача	250
8.6.2. Моделювання температурного поля приводного елемента при прямому нагріванні електричним струмом	255
8.7. Експериментальне дослідження приводних елементів	263
8.7.1. Активація приводного елемента стороннім нагрівачем	263
8.7.2. Активація приводного елемента прямим електронагріванням	271
8.8. Експериментальні дослідження електротермомеханічного приводу	275
8.9. Виробничі випробування електротермомеханічного приводу	281
<b>РЗДІЛ 9. ТЕМПЕРАТУРНІ СПЛАВИ З ЕФЕКТОМ ПАМ'ЯТІ ФОРМИ</b>	<b>283</b>

9.1. Високотемпературні сплави з ефектом пам'яті форми	283
9.1.1. Загальний підхід до селекції високотемпературних сплавів з ефектом пам'яті форми	283
9.1.2. Фізичні принципи легування високотемпературних сплавів з ефектом пам'яті форми	285
9.1.3. Визначення оптимальних умов накопичення і відновлення оборотних деформацій	290
9.1.4. Вибір складів сплавів на основі інтерметалідів Zr і визначення параметрів МП для забезпечення високотемпературного ефекту пам'яті форми	297
9.1.5. Визначення параметрів мартенситного перетворення та ефекту пам'яті форми в оптимізованих сплавах системи ZrNi-Co-Ti	315
9.1.6. Гомогенні та композиційні ВСЕПФ системи Zr-Ni-Co	318
9.2. Магнітодеформаційні ефекти в сплавах з феромагнітною пам'яттю форми	329
9.2.1. Магніто-механічні властивості сплавів з феромагнітною пам'яттю форми	329
9.2.2. Магнітоконтрольований рух двійникових границь і гігантські магнетомеханічні ефекти в сплаві з пам'яттю форми Ni <sub>2</sub> MnGa	339
9.2.3. Вільна енергія намагнічування і концепція магнітних рушійних сил	344
9.2.4. Правила універсальності і співвідношення між індукованими напруженням і магнітоконтрольованими двійниковими деформаціями	349
9.2.5. Модельні розрахунки магнітоіндукованої деформації Ni <sub>48</sub> Mn <sub>30</sub> Ga <sub>22</sub>	351
9.2.6. Магнітомеханічне циклування та моделювання впливу зовнішніх напружень на контрольований магнітним полем деформаційний ефект в NiMnGa	356
9.2.7. Основні рушійні сили і деформаційні ефекти в сплавах з магнітним ефектом пам'яті форми	360
9.2.8. Магнітна пам'ять форми, гістерезис та деформаційні ефекти при постійних зовнішніх напруженнях	369
9.2.9. Закон збереження енергії та загальне рівняння балансу термодинамічних сил для систем з магнітною пам'яттю форми	375
9.2.10. Гігантська магнітоіндукована деформація в 7М модульованій орторомбічній мартенситній фазі NiMnGa	379
СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ	386





*Наукове видання*

**Козирський Володимир Вікторович**  
**Каплун Віктор Володимирович**  
**Ліхачов Олександр Анатолійович**  
**Фірстов Георгій Сергійович**

ЕЛЕКТРОТЕХНІЧНЕ  
ОБЛАДНАННЯ НА ОСНОВІ ФУНКЦІОНАЛЬНИХ МАТЕРІАЛІВ

Монографія