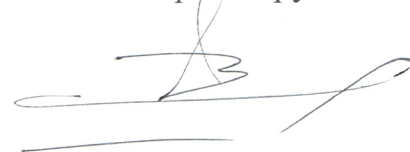


**МОСКОВСКИЙ АВИАЦИОННЫЙ ИНСТИТУТ
(НАЦИОНАЛЬНЫЙ ИСЛЕДОВАТЕЛЬСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ)**

На правах рукописи



Зенин Владислав Александрович

**ИССЛЕДОВАНИЕ И РАЗРАБОТКА МЕТОДА РАСЧЕТА АКТИВНЫХ
ЭЛЕМЕНТОВ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ УСТАНОВОК НА ОСНОВЕ СПЛАВОВ
С ПАМЯТЬЮ ДЛЯ ФАР**

Специальность 01.02.06 – Динамика, прочность машин, приборов и аппаратуры

ДИССЕРТАЦИЯ

на соискание ученой степени кандидата технических наук

Научный руководитель: д.т.н., профессор Крахин Олег Иванович

Москва – 2014

Оглавление

Введение	3
Глава 1. Современные методы расчета активных элементов из сплавов с памятью для приводных устройств непрерывного действия	11
1.1. Специальные свойства сплавов с памятью	11
1.2. Полуфабрикат и заготовка	18
1.3. Расчет и проектирование активного элемента	21
Выводы по главе 1	25
Глава 2. Требования к заготовкам и активным элементам	27
2.1. Заготовки и активные элементы	27
2.2. Конструктивное исполнение активного элемента	30
2.3. Подготовка активного элемента	34
Выводы по главе 2	37
Глава 3. Теоретические исследования работы активного элемента	39
3.1. Расчет АЭ на стадии нагрева	40
3.2. Теоретические основы расчета АЭ	49
3.3. Расчет напряжённо–деформированного состояния АЭ	57
3.4. Оценка энергоэффективности АЭ	64
Выводы по главе 3	72
Глава 4. Экспериментальные исследования	74
Выводы по главе 4	94
Глава 5. Метод расчета активного элемента	95
5.1. Исходные данные	99
5.2. Последовательность расчета АЭ	100
5.3. Пример расчета АЭ для ЭУ	112
Выводы по главе 5	127
Заключение	128
Список литературы	129

Введение

Актуальность темы исследования

Сплавы с памятью (СП) широко применяются в различных областях техники, в том числе в авиакосмической, радиолокационной, СВЧ – технике, электротехнике, машиностроении, автомобилестроении, нефтяной и газовой, медицине и в других областях.

В частности, применение энергетических установок (ЭУ) на основе СП способно повысить эффективность работы крупногабаритных стационарных фазированных антенных решеток (ФАР), где тепловые потери составляют десятки или сотни кВт. ЭУ обеспечивает частичную рекуперацию тепловой энергии из жидкостной системы охлаждения ФАР.

Сплавы с памятью относятся к категории функциональных материалов и отличаются от традиционных сплавов тем, что они обладают рядом специальных свойств: термомеханическая память (ТМП), сверхупругость, эффект памяти формы (ЭПФ), высокая демпфирующая способность, термическое упрочнение СП.

Одним из основных свойств СП является ТМП – преобразование тепловой энергии в механическую работу, в некоторых случаях с применением свойства ЭПФ.

На основе свойства ТМП созданы различные приводные устройства (ПУ), в том числе непрерывного действия.

Приводные устройства предназначены для преобразования какой–либо энергии (тепловой или электрической), в механическую работу. В зависимости от функционального назначения приводные устройства на основе сплавов с памятью можно разделить на два вида: электропривод (ЭП) и энергетическая установка (ЭУ).

Преобразование энергии в механическую работу осуществляется с помощью активных элементов (АЭ) из СП в которых используется свойство ТМП.

ЭП преобразует подводимую электрическую энергию в механическую. Охлаждение осуществляется внешней средой (жидкостью или воздухом).

ЭУ преобразует тепловую энергию (солнечный свет, геотермальное тепло, системы охлаждения промышленных объектов и т.д.) в механическую работу (среда нагрева), охлаждение осуществляется во второй среде (воздух или жидкость).

Далее будут рассматриваться АЭ для работы в составе ЭУ турбинного типа.

ПУ находят широкое применение в различных областях техники, в том числе в авиакосмической, радиолокационной, СВЧ – технике, электротехнике, машиностроении, автомобилестроении, нефтяной и газовой отрасли, медицине и в других областях.

Расчеты и проектирование АЭ для ЭУ и ЭП во многом одинаковы, но есть существенные различия, если к ЭМ подводится электрическая энергия и управление осуществляется регулировкой по мощности, то для ЭУ процесс движения осуществляется автоматически и обеспечивается схемными и конструктивными решениями, которые определяются при проектировании.

Важное значение для работы активного элемента имеют свойства используемых СП, которые применяются не только для АЭ, но и в других областях. При этом, во всех случаях, как правило, применяются сплавы системы Ni–Ti которые далее и будут рассматриваться. В частности широкое применение получили термомеханические соединения (ТМС) (муфты для трубопроводов) для которых разработаны стандарты конструктивного исполнения, технология изготовления и поставки. Натяг в соединении обеспечивается свойством сверхупругости сплава. АЭ обеспечивает преобразование тепловой энергии в механическую работу в интервале температур прямого и обратного мартенситного превращения. Поэтому для их расчета и проектирования требуется иной подход, который требует соответствующей разработки.

В то же время вопросы расчета и проектирования АЭ освещены мало и требуют дальнейшей проработки.

Известно большое количество конструктивных решений приводных устройств, опубликованных в патентах и в других работах. В то же время исследований в области проектирования и расчета АЭ для ПУ существенно ограничено и во многих случаях касается частных решений.

В работах О.И. Крахина, А.А. Мовчана, Н.А. Махутова, А.И. Разова, В.Н. Семенова, М. А. Хусаинова, Д.Б. Чернова, С.В. Шишкина и др. изложены способы проектирования различных устройств, использующих свойства СП. В большинстве случаев в процессе проектирования ПУ при выборе АЭ акцент делается только на его нагрузочную способность, рабочий температурный интервал и вид испытываемой деформации. При этом, не принимают во внимание влияние на работу ПУ циклического режима работы АЭ и взаимодействия АЭ с внешними средами. Поэтому на практике созданные установки вырабатывают мощность, оцениваемую несколькими ваттами.

Важным параметром для работы ЭУ является выносливость АЭ (при продольной деформации, изгибе, кручении). Критерием работоспособности является отсутствие остаточных деформаций. Эти исследования проводились в ряде работ, в которых авторы устанавливали зависимости предела выносливости от числа циклов нагружения. Выносливость при термоциклировании, в отличие от выносливости при фиксированной температуре, исследована мало.

Большое влияние на выносливость оказывает структура сплава. В заготовке кристаллы сплава располагаются хаотично, имеются дефекты и дислокации. Поэтому заготовку подвергают специальной обработкой для устранения дефектов и формирования структурой текстурованного наведённого мартенсита в зависимости от характера напряженного состояния АЭ при работе.

В этом направлении существует ряд исследований с целью повышения нагрузочной способности АЭ. Для АЭ работающих в составе ЭУ требуется достичь полного восстановления деформации при нагреве, и определить при каких условиях выполняется данное требование (исходная деформация, рабочее напряжение). В такой постановке, в известных источниках литературы, задача не рассматривалась.

В качестве заготовок применяются полуфабрикаты выпускаемой промышленностью (стержень, труба, проволока, лист).

Для расчета АЭ предлагается два основных метода.

Первый метод основан на представлении, что деформация восстановления определенным образом связана с фазовым составом сплава (мартенсит, аустенит). Этот метод требует использования сложного математического аппарата.

Другой метод основан на однозначности и непрерывности функции параметров: напряжение – деформация – температура, которая определяется экспериментально. Далее производится расчет на основе энергетического метода.

В настоящей работе, для решения поставленных задач используется второй метод.

При выборе типа АЭ важное значение имеет энергоемкость, которая показывает отношение полезной работы к единице объема или массы. Этот вопрос требует отдельного исследования.

Известно, что при нагреве СП в интервале температур $A_H - A_K$ теплоемкость сплава превышает теплоемкость материала, что отчетливо видно на диаграмме зависимости температуры от времени на этом участке, где она более пологая. Объяснение этого явления практически нет. Что требует соответствующих экспериментальных исследований.

Исходя из вышесказанного, следует, что тема диссертации является актуальной.

Цель работы заключается в разработке метода расчета и проектирования активных элементов, предназначенных для работы в энергетических установках, работающих в двух средах с уровнем мощности достаточной для практического использования и со сроком службы не менее 2–3 лет.

Задачами исследования являются:

1. Определить требования, предъявляемые к сплавам с памятью, заготовкам и активным элементам, которые используются в энергетических установках, работающих в двух средах.

2. Разработать методику оценки и выбора типа АЭ с учетом энергоемкости. Провести сравнительный анализ типов АЭ с позиции энергоемкости.
3. Определить энергию мартенситных превращения в интервале температур A_H-A_K .
4. Определить энергию, затрачиваемую на совершение фактической цмеханической работы в интервале температур A_H-A_K .
5. Разработать способ подготовки АЭ, для работы в составе энергетической установки, работающей в двух средах.
6. Разработать метод расчета АЭ для энергетической установки, работающей в двух средах.

Научная новизна

1. Установлено, что в интервале температур мартенситных превращений A_H-A_K повышенное потребление энергии связано с кристаллическим переходом мартенсит – аустенит и затратами энергии на фактически произведенную механическую работу.
2. На основе экспериментальных исследований определена энергия, затрачиваемая на превращение моноклинной структуры кристалла в объёмно–центрированную кубическую решётку.
3. Определена теплоемкость, соответствующая превращению моноклинной структуры кристалла в объёмно–центрированную кубическую решётку для сплавов системы Ni–Ti.
4. На основе экспериментальных исследований определена энергия, затрачиваемая на совершение фактической механической работы.
5. Определена теплоемкость соответствующая фактической механической работе для сплавов системы Ni–Ti.
6. На основе комплексного подхода, с учетом взаимодействия АЭ с окружающими средами, разработан метод расчета и проектирования АЭ, для энергетической установки турбинного типа, работающей в двух средах.

7. На основе экспериментальных исследований разработан вариант подготовки АЭ к работе в составе ЭУ, для обеспечения стабильности механических характеристик, с коэффициентом восстановления деформации равным единице.

8. Показано, что энергоемкость является одним из важных показателей эффективной работы АЭ и зависит от распределения напряженно-деформированного состояния и температурного поля в объеме элемента.

9. Для одномерного АЭ показано, что энергоемкость определяется распределением напряжения во всех сечениях элемента и температурного поля по длине элемента. При выборе типа АЭ энергоемкость оценивается приближенно по отношению периметра сечения к его площади, которое должно быть наибольшим из всех возможных.

10. Определены основные требования к качеству сплава и заготовки для активных элементов, работающих в составе ЭУ.

Теоретическая и практическая ценность работы

Полученные результаты могут быть использованы при проектировании активных элементов для энергетической установки, работающей в двух средах. Результаты работы позволяют производить расчет АЭ для сплава системы Ni-Ti.

Методология и методы исследования

Методологической основой исследования стали научные труды отечественных и зарубежных ученых в области свойств сплавов с памятью и расчетов активных элементов на их основе. Исследование проведено в рамках механики деформированного твердого тела и термодинамики. Для получения необходимой информации о механическом поведении сплава с памятью проводились соответствующие экспериментальные исследования. Для обработки экспериментальных данных применялись методы математической статистики.

Положения, выносимые на защиту:

– повышенное потребление энергии, в интервале температур мартенситных превращений A_H-A_K , связано с кристаллическим переходом мартенсит – аустенит и затратами энергии на фактически произведенную механическую работу;

– метод расчета и проектирования АЭ, для энергетической установки турбинного типа, работающей в двух средах.

– выбор типа и размера активного элемента для ЭУ по критерию энергоемкости;

– вариант подготовки АЭ к работе в составе ЭУ, для обеспечения стабильности механических характеристик, с коэффициентом восстановления деформации равным единице;

– требования, предъявляемые к сплавам с памятью, заготовкам и активным элементам, которые используются в энергетических установках, работающих в двух средах.

Достоверность и обоснованность подтверждается корректным применением законов термодинамики и уравнений механики деформируемого твердого тела, математических методов, численных методов, современного программного обеспечения, а также результатами экспериментальных исследований и результатами экспериментальных исследований других авторов.

Апробация работы

Основные научные результаты докладывались на научно–технических конференциях 2008 – 2011гг. В частности: 6–я молодежная научно–техническая конференция “Радиолокация и связь – перспективные технологии”, Москва, 2008 г.; 7–я международная конференция “Авиация и космонавтика – 2008”, Москва, 2008 г.; 3–я всероссийская научно–техническая конференция “Радиолокация и радиосвязь”, Москва, 2009 г.; 17–я международная конференция “спиновая электроника”, Москва (Фирсановка), 2009 г.; 19–я международная конференция “электромагнитное поле и материалы по спиновой электронике”, Москва (Фирсановка), 2011 г; 20–я международная конференция “электромагнитное поле и материалы”, Москва, 2012 г; 22–я конференция “электромагнитное поле и материалы”, Москва, 2013 г.

Публикации

Основные положения диссертации опубликованы в 14 печатных работах, 2 из них научные работы в изданиях, рекомендованных Перечнем ВАК при

Министерстве образования и науки РФ, в разделах 2 научных монографий, в двух патентах на изобретение, в патенте на полезную модель.

Структура и объем работы

Диссертационная работа состоит из введения, пяти глав, заключения и списка литературы; содержит 136 страниц основного текста, 44 рисунков, 13 таблицы, списка литературы из 83 наименований.

Глава 1. Современные методы расчета активных элементов из сплавов с памятью для приводных устройств непрерывного действия

1.1. Специальные свойства сплавов с памятью

При проектировании конструкций из сплавов с памятью (СП) требуется ясное представление об их свойствах. Большой вклад в исследования специальных свойств СП внесли И.Н. Андронов, С.П. Беляев, Н.П. Богданов, А.Е. Волков, В.А. Глушечков, В.А. Займовский, О.И. Крахин, В.А. Лихачев, С.А. Лурье, В.Г. Малинин, Н.А. Махутов, А.А. Мовчан, А.И. Разов, В.Н. Семенов, А.С. Тихонов, Л.Г. Хандрос, В.Н. Хачин, И.Ю. Хмелевская, М. А. Хусаинов, Д.Б. Чернов, С.В. Шишкин, F. Auricchio, M. Banks, C. Brinson, D. Goldstein, D. Lagoudas, C. Lexcellent, C. Liang, K. Otsuka, C.A. Rogers, R. Smith, K. Tanaka, и др.

Для сплавов с памятью предложено множество разнообразных областей применения и использования их в устройствах различного функционального назначения. ТМП используется при проектировании силовых и управляющих устройств для создания механизмов и отдельных узлов, в которых отсутствует трение и износ, достигается значительное упрощение конструкции и экономия габаритов и массы, имеется возможность дистанционного управления и другие преимущества.

Конструкции на основе СП находят широкое применение в различных областях техники [55], в том числе в авиакосмической [13,52], радиолокационной, СВЧ – технике, электротехнике, машиностроении [8,51], автомобилестроении, нефтяной и газовой, медицине [5,22,23,51] и в других областях.

Сплав с памятью может находиться в двух фазовых состояниях: аустенит, имеющий объёмно–центрированную кубическую решётку (высокотемпературное состояние), и мартенсит, имеющий моноклинную структуру (низкотемпературное состояние). При определенных условиях переход аустенит – мартенсит может

происходить через промежуточную фазу [31]. На рис. 1.1 показаны фазовые состояния и фазовые переходы никелида титана [12].

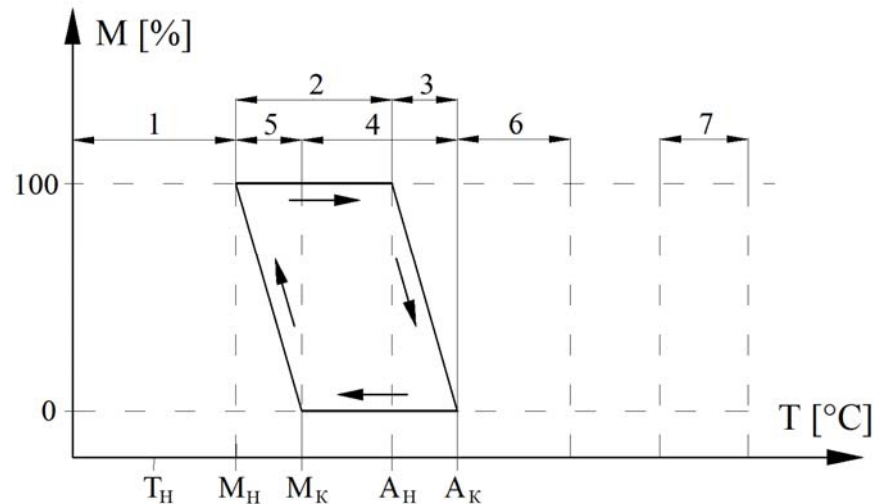


Рис. 1.1. Зависимость фазового состава никелида титана от температуры, где М% – процентное содержание мартенсита

Предполагается, что предварительно АЭ была задана определенная форма, которая принимается в аустенитном состоянии.

На 1 участке, при температуре ниже M_K , СП находится в мартенситном состоянии. Реономные свойства СП исследовались в работе [26]. Предложенные модели для различных способов нагружения подтверждены экспериментально. На этом участке задается исходная деформация.

При нагреве деформированного АЭ, на 2 участке ($M_K - A_H$), с ростом температуры жесткость СП возрастает и достигает наибольшего значения в конце 2 участка.

На 3 участке, при нагреве в интервале температур $A_H - A_K$, происходит превращение мартенситной фазы в аустенитную и выполнение механической работы с восстановлением заданной формы (реализуется свойство термомеханической памяти). Завершение фазового превращения во всем объеме материала происходит в конце 3 участка при отсутствии нагрузки. Чем меньше нагрузка, тем больше процент аустенитной фазы в объеме материала. Результаты экспериментов различных авторов [45] показывают, что при нагреве СП в интервале температур $A_H - A_K$ энергопотребление увеличивается, что проявляется в более пологой зависимости функции $T=f(t)$ на этом участке. В работе [12] автор

полагает, что подводимая энергия, на участке превращения мартенсит – аустенит, дополнительно расходуется на потенциальную механическую работу, которую может произвести АЭ. Эта работа определяется соотношением:

$$A_{AЭ} = \int_V dV \int_{\varepsilon_0} \sigma_{ip} \cdot d\varepsilon_0 \quad (1.1)$$

где V – объем АЭ [м^3]; σ_{ip} – интенсивность напряжения, которое генерирует АЭ [Па]; ε_0 – деформация восстановления.

Как правило, АЭ работает под постоянной нагрузкой, поэтому фактическая работа, которую производит АЭ всегда меньше потенциальной. Расчета активного элемента с учетом совершения им фактической работы нет. Так же нет расчета АЭ, учитывающего затраты энергии на кристаллический переход мартенсит–аустенит.

В процессе охлаждения $A_K - M_H$ (4 участок) аустенитное состояние практически не меняется.

Переход из аустенитной фазы в мартенситную происходит на 5 участке. Считается, что для повторения цикла целесообразно обеспечить полный переход из аустенитного состояния в мартенситное во всем объеме сплава [31, 25 и др.].

Далее цикл может повторяться.

Участок 6 является областью сверх упругости. В этой области работают упругие элементы (пружины), в том числе ТМС. Эта область достаточно хорошо исследована в [36 и др.].

На 7 участке активному элементу термической обработкой задается форма, соответствующая аустенитной фазе. Сдеформированный в мартенситной фазе элемент восстанавливает эту форму в аустенитной фазе при нагреве. Технологические рекомендации термообработки хорошо изучены и отработаны [9 и др.].

Прямое превращение (аустенит \rightarrow мартенсит) может быть реализовано тремя способами:

- температурный (охлаждение);
- механический (силовое воздействие);

– комбинированный (температурное воздействие совместно с механическим).

Обратное превращение (мартенсит \rightarrow аустенит) возможно только температурным способом воздействия – нагревом.

В приводных устройствах (ПУ) непрерывного действия реализуется свойство термомеханической памяти (ТМП), которое связано с преобразованием тепловой энергии в механическую работу. В этом случае используются несколько рассмотренных выше участков. Этот процесс можно представить в следующем виде [12]:

$$(T \leq M_k) \Rightarrow (A_n - A_k) \Rightarrow M_n \Rightarrow (T \leq M_k) \Rightarrow A_n \Rightarrow A_k \quad (1.1)$$

Образец, в который заложена требуемая память на технологическом участке 7, охлаждается до температуры $T < M_k$ (см. схему цикла 1.1) и ему задаётся исходная деформация (участок 1), подлежащая дальнейшему восстановлению. Затем образец нагревается через участок 2 до интервала температур $A_n - A_k$ (участок 3), при прохождении через который и осуществляется преобразование тепловой энергии в механическую работу (рабочий ход механизма).

Для того, чтобы повторить рабочий ход, его охлаждают до температуры M_n (участок 5) и далее до температуры M_k или $T > M_k$ (участок 1).

После охлаждения образцу тем или иным способом снова задаётся исходная деформация и цикл повторяется нагревом до температуры A_n и далее до температуры A_k .

Из представленной схемы цикла (1.1) видно, что для принятия оптимальных решений, в процессе проектирования ПУ непрерывного действия, необходимо иметь полную информацию о специальных свойствах сплавов в 1, 2, 3 и 4 зонах.

Важным параметром для работы ЭУ является выносливость АЭ (при продольной деформации, изгибе, кручении). Критерием работоспособности является отсутствие остаточных деформаций. Эти исследования проводились в ряде работ, в которых авторы устанавливали зависимости предела выносливости от числа циклов нагружения.

В работе [35] автор приводит результаты экспериментов В.Б. Кросса, А.Х. Кариотиса и Ф.Д. Стимлера по изменению степени восстановления формы

никелида титана при циклическом воздействии. Установлено, что с увеличением числа циклов степень восстановления уменьшается до некоторого стабильного значения. Увеличение степени деформации от 6 до 8% приводит к уменьшению степени восстановления формы на 10 – 15%. Результаты экспериментов А.А. Мовчана, Чжо Ту Я подтвердили эти результаты [24].

Частное решение, по устранению (минимизации) остаточных деформаций, предлагает А.В. Остапенко. Его способ заключается в чередовании работы АЭ в режиме холостого хода и под нагрузкой [65].

Так как в отличие от традиционных сплавов, где рассматривается вопрос выносливости при определенной фиксированной температуре, в СП механические воздействия связаны с циклическими температурными режимами, то следует различать два вида усталостной прочности.

К первому виду относится усталостная прочность при механоциклировании в термостабильных условиях при эксплуатационных температурах выше A_K , т.е. в области псевдоупругости. Эта область достаточно хорошо исследована [4, 5, 56, 57, 50]. Показано что усталостная долговечность существенно зависит от температурного режима испытаний [58]. Получены зависимости долговечности сплава с памятью от амплитуды [10].

Ко второму виду усталостной прочности материалов с памятью относится прочность при термоциклировании в диапазоне температур превращений $M_K - A_K$, при совершении механической работы. В работе [46] проведены экспериментальные данные для слабонагруженных ЭУ (мощностью до 0,2 Вт), которые показали что получен ресурс работы 2×10^7 циклов.

В работе [5] показано, что с увеличением числа циклов происходит постепенное уменьшение степени восстановления деформации до достижения некоторого стабильного значения. Экспериментальные данные представлены на рис.1.2. Нижняя кривая соответствует деформации 8%, верхняя кривая деформации 6%.

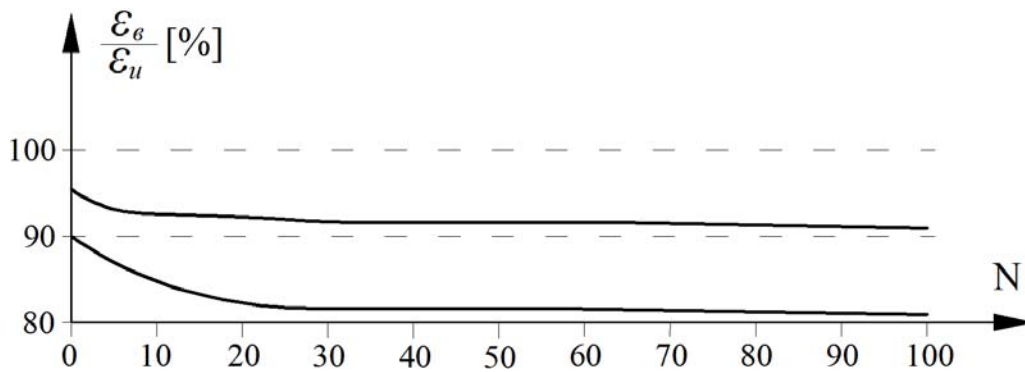


Рис. 1.2. Графики степени восстановления деформации сплава системы "Ni-Ti" при циклическом воздействии;
 ϵ_u — исходная деформация; ϵ_6 — деформация восстановления

Из графиков следует, что, во-первых, коэффициент восстановления (ϵ_6/ϵ_u) возрастает с уменьшением величины исходной деформации и, во-вторых, для достижения стабильности требуется произвести предварительную подготовку путем проведения определенного числа циклов нагружения.

Аналогичные результаты получены в работе [43] Д.Б. Черновым. Испытания проводились на пружинах, выполненных из сплава "никель-титан" различного состава. Диаметр проволоки 0,5...2,0 мм; диаметр пружин от 5 до 23 мм. На рис.1.3. приведены результаты циклических испытаний пружины диаметром 12 мм с числом витков $i = 10$; диаметр проволоки — 2 мм. Испытания проводились в режиме постоянного противодействия.

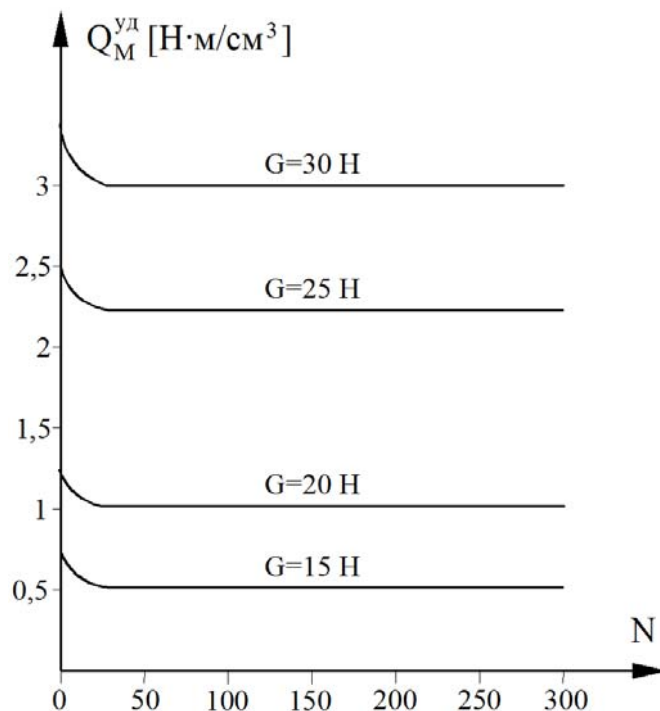


Рис. 1.3. Зависимость работы пружины от числа цикла

Из графиков следует, что стабилизация состояния АЭ происходит после некоторого количества циклов нагружения.

На рис.1.4. [43] представлена зависимость числа циклов от рабочего напряжения, полученная для сплава ТН–1. Диаграмма получена по результатам испытаний ограниченного числа плавков и поэтому является ориентировочной. Эти диаграммы подтверждают тенденции по стабилизации свойств, полученные в приведенных выше двух примерах.

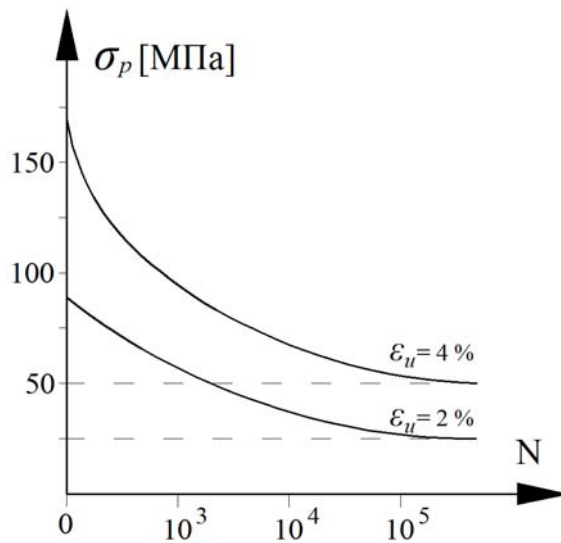


Рис. 1.4. Диаграмма зависимости числа рабочих циклов от напряжения

Таким образом, можно сделать два вывода. Во–первых, характер кривых качественно совпадает с кривыми выносливости для традиционных материалов. Во–вторых, при определенном уровне напряжений и деформаций может быть достигнута длительная работоспособность с допустимым числом циклов порядка 10^6 и более.

Из приведенных выше результатов следует, что усталостные кривые можно описать известной зависимостью для традиционных материалов:

$$\sigma^m \cdot n = C \quad (1.2)$$

где n число циклов; m и C постоянные, зависящие от свойств материала, температуры испытания, окружающей среды.

Далее для оценки выносливости применяемого сплава принимается формула (1.2). При этом постоянные m и C должны приниматься и уточняться по мере поступления соответствующих данных из различных источников.

Большое влияние на выносливость оказывает структура состава сплава. В заготовке кристаллы сплава располагаются хаотично, имеются дефекты и дислокации. Поэтому заготовку подвергают специальной обработке для устранения дефектов и формирования структуры текстурованного наведённого мартенсита в зависимости от характера напряженного состояния АЭ при работе. Характер нагружения АЭ должен соответствовать характеру нагружения при эксплуатации.

Существующие предложения и рекомендации [2, 25, 65] направлены на обеспечение стабильности механических характеристик, при этом допускается, чтобы коэффициент восстановления был несколько меньше единицы, либо равен единице для малого числа циклов.

Для АЭ работающих в составе ЭУ коэффициент восстановления деформации должен быть равен единице при числе циклов 10^6 и более.

В такой постановке, в известных источниках литературы, задача не рассматривалась.

1.2. Полуфабрикат и заготовка

Наиболее распространенным способом получения сплава системы Ni–Ti является выплавка слитков в вакуумных индукционных печах, при вакууме порядка 10^{-2} мм рт. ст., в графитовых тиглях. Эта технология обеспечивает высокую стабильность и однородность сплава, содержание примесей не превышает заданной концентрации. Температуры фазовых превращений при отсутствии внешней нагрузки достигается путем подбора соответствующего процентного соотношения Ni и Ti. Эта технология в достаточной степени отработана в [14] и других работах.

Известно, что отливки обладают большим количеством дефектов и дислокаций, их кристаллическая структура хаотична.

СП обладают высокой твердостью и жесткостью и чувствительны к нагреву, связанные с переходом мартенсит–аустенит. Эти параметры чувствительны к

нагреву, что затрудняет их механическую обработку. Поэтому основным технологическим способом получения из отливки полуфабриката, является обработка давлением – прессованием или прокаткой. При этом происходит дополнительное уплотнение структуры, и уменьшаются дефекты, однако хаотичная кристаллическая структура материала практически не изменяется

Технологии получения полуфабрикатов в виде прутка диаметром более 4мм, трубы (толщина стенки до 2 мм), листа (толщина 0,2...2 мм), проволоки (диаметром до 2 мм), ленты (толщина 0,04...0,2 мм) хорошо изучены и достаточно широко применяются [43].

Полученные полуфабрикаты за исключением элементов тарельчатого типа не требует дополнительной обработки давлением, и являются заготовками. Получение детали из заготовки осуществляется механической обработкой и отжигом.

Как правило, при поставке заготовки указываются следующие характеристики:

- наименование сплава;
- температуры аустенитных и мартенситных превращений при отсутствии внешней нагрузки M_{H0} , M_{K0} , A_{H0} , A_{K0} ;
- величина исходной (обратимой) пластической деформации, задаваемой заготовке в мартенситной фазе – ε_{ii} ;
- максимальное напряжение возврата $\sigma_{e\ max}$, [МПа];
- сведения о состоянии сплава, соответствие указанным в паспорте характеристикам.

Это минимальные требования необходимые для разработки конструкций различного назначения: ТМС, приборные и силовые механизмы, медицинские инструменты и другие. Если требуются дополнительные сведения, то разработчик изделия проводит необходимые, как правило, экспериментальные исследования на полученных образцах заготовки.

ЭУ по ряду параметров существенно отличается от всех других устройств, в том числе от электроприводов на основе СП. Поэтому, при разработке АЭ для ЭУ,

требуется дополнительно целый ряд данных для обеспечения оптимальных характеристик ЭУ. К ним относятся параметры, которые характеризуют:

- длительность процессов фазовых превращений;
- выносливость сплава;
- границы работоспособности сплава;
- ресурс работы ЭУ.

При разработке АЭ, одним из основных параметров является интервал температурных фазовых превращений, которые определяются условиями работы и назначением проектируемого устройства.

Путем изменения процентного соотношения никеля и титана, в бинарной системе Ni – Ti, может быть получен сплав с любыми значениями температур превращений от -200°C до $+150^{\circ}\text{C}$.

При необходимости возможна корректировка температур с помощью специальной термообработки [31] или легированием. Например, при легировании такими элементами как хром [6], ниобий, молибден, марганец [40,41], ванадий, алюминий, кобальт [31] температура начала мартенситных превращений понижается. Введение в сплав меди [44] может и повышать и снижать температуру начала мартенситных превращений.

Удовлетворение требований по механическим характеристикам, таких как величина максимального напряжения возврата, величина напряжения пластической деформации в мартенситной фазе, величина предела выносливости, величина исходной пластической деформации, величина упругой составляющей деформации, так же может корректироваться легированием и термообработкой [34,38, 39].

1.3. Расчет и проектирование активного элемента

В работах О.И. Крахина, А.А. Мовчана [27,28 и др.], Н.А. Махутова, А.И. Разова, В.Н. Семенова, М.А. Хусаинова, Д.Б. Чернова, С.В. Шишкина, В.А. Лихачева [20], В.Г. Малинина, В.Е. Рябикова, В.Ю. Казакова, и др. изложены методики по проектированию и расчету различных устройств, использующих свойства СП, в том числе ПУ. В большинстве случаев в процессе проектирования ПУ, при расчете АЭ определяется нагрузочная способность и вид испытываемой деформации в заданном температурном интервале.

Свойства СП, которые были рассмотрены выше имеют важное значение не только для активных элементов, но и в других областях. При этом, во всех случаях, как правило, применяются сплавы системы Ni–Ti. В частности широкое применение получили термомеханические соединения (ТМС) (муфты для трубопроводов) [14,43,69,70] для которых разработаны стандарты конструктивного исполнения, технология изготовления и поставки [59,60,61,62,63]. Натяг в соединении обеспечивается свойством сверхупругости сплава. АЭ обеспечивает преобразование тепловой энергии в механическую работу в интервале температур прямого и обратного мартенситного превращения. Поэтому для их расчета и проектирования требуется иной подход, который требует соответствующей разработки.

В то же время вопросы расчета и проектирования АЭ освещены мало и требуют дальнейшей проработки.

Известно большое количество конструктивных решений приводных устройств, опубликованных в патентах [64,65,67,83,84,85 и др.] и в других работах [2,35,46]. В то же время исследований в области проектирования и расчета АЭ для ЭУ существенно ограничено и во многих случаях касается частных решений.

В энергетических установках, работающих в двух средах, происходит многократное перемещение активного элемента из одной среды в другую, это показано в авторских свидетельствах [2,35,64,66,67, 80,83,84, и др.]. Например, с

помощью жидкости осуществляется нагрев АЭ, а на воздухе происходит охлаждение [85]. В большинстве работ авторы описывают конструкции установок и принцип их действия, но не предоставляют информации про АЭ (подготовка АЭ к работе, расчет АЭ, рекомендации по выбору АЭ, модели управления АЭ и т.д.). Нет исследований в области проектирования АЭ для энергетических установок, не рассматривается взаимодействие активного элемента с внешними средами на основании законов термодинамики, аэродинамики и гидродинамики.

В работах О.И. Крахина, А.А. Мовчана, Н.А. Махутова, А.И. Разова, В.Н. Семенова, М.А. Хусаинова, Д.Б. Чернова, С.В. Шишкина и др. изложены способы проектирования различных устройств, использующих свойства СП. В большинстве случаев в процессе проектирования ПУ при выборе АЭ акцент делается только на его нагрузочную способность, рабочий температурный интервал и вид испытываемой деформации. При этом, не принимают во внимание влияние на работу ПУ циклического режима работы АЭ и взаимодействия его с внешними средами. Не смотря на большое количество патентов и предлагаемых схем, реальных разработок ЭУ на сегодня нет.

При проектировании АЭ могут быть положены в основу расчета два метода.

Первый метод основан на представлении, что деформация восстановления определенным образом связана с фазовым составом сплава (мартенсит, аустенит).

Один из таких методов заключается в рассмотрении зарождения и развития кристаллов мартенсита, которые дают определенный вклад в скорость изменения фазовой деформации в СП [25,28,29,30]. Автор предлагает систему определяющих соотношений.

Фазовая деформация соответствующая прямому превращению:

$$d\varepsilon^{(2)} = \left(\frac{2 \cdot c_0 \cdot \sigma}{3} + a_0 \cdot \varepsilon^{(2)} \right) dq \quad (1.3)$$

где c_0 , a_0 – параметры материала; q – объемная доля мартенситной фазы:

$$q = \sin \left(\frac{\pi}{2} \cdot \frac{M_H + k|\sigma| - T}{M_H - M_K} \right) \quad (1.4)$$

где k – параметр материала; T – температура сечения стержня; M_H , M_K , A_H , A_K – температуры начала и завершения прямого и обратного мартенситных превращений в свободном от напряжений материале.

Фазовая деформация соответствующая обратному превращению:

$$d\varepsilon^{(2)} = \left(\frac{a_0 \cdot \varepsilon^{(0)}}{e^{a_0} - 1} + a_0 \cdot \varepsilon^{(2)} \right) dq \quad (1.5)$$

где $\varepsilon^{(0)}$ – фазовая деформация в точке начала обратного превращения; q – объемная доля аустенитной фазы:

$$q = \sin \left(\frac{\pi}{2} \cdot \frac{A_K + k|\sigma| - T}{A_K - A_H} \right) \quad (1.6)$$

Представленный метод подтверждается экспериментальными исследованиями, но для получения точного результата требуется использование сложного математического аппарата, вследствие чего, применение данного метода ограничивается рассмотрением частных случаев.

Другой метод основан на однозначности и непрерывности функции параметров: напряжение – деформация – температура [12].

Метод заключается в следующем: экспериментально определяется диаграмма деформирования на заданных участках $\sigma_i = f(\varepsilon_i)$, после чего аппроксимируется нелинейной функцией и производится расчет на основе энергетического метода.

В частности, для сплава ТН–1 получена следующая зависимость:

$$\sigma = E \cdot (\varepsilon_H - \varepsilon_B(t))^m \quad (1.7)$$

где σ – напряжение генерируемое АЭ; ε_H – обратимая пластическая (исходная) деформация; $\varepsilon_B(t)$ – текущая деформация восстановления; t – время; E , m – модуль упругости и показатель степени соответственно. Их значения определены как для аустенитной фазы, так и для мартенситной.

При нагреве АЭ, подводимая энергия расходуется на аккумуляцию тепла сплавом, на потери и на потенциальную работу. С учетом $\varepsilon_B = f(\varepsilon_H, \sigma_P, T)$ уравнение энергетического баланса:

$$N_p \cdot \eta(T) = \Phi(\varepsilon_{II}, \sigma_p, T, t) + c_m \cdot M \cdot \frac{dT}{dt} \quad (1.8)$$

где N_p – мощность внешнего источника тепловой энергии; $\eta(T)$ – коэффициент учитывающий тепловые потери; $\Phi(\varepsilon_{II}, \sigma_p, T, t)$ – потенциальная работа, совершаемая АЭ; σ_p – напряжение рабочей нагрузки, T – температура АЭ; c_m – удельная теплоемкость; M – масса АЭ,

Согласно (1.7) исходная деформация ε_{II} однозначно определяет зависимость $\sigma = f(\varepsilon)$. Таким образом, выражение (1.8) является дифференциальным уравнением, определяющим функцию $T(t)$ в зависимости от интенсивности нагрева АЭ.

Эта функция однозначно определяется свойствами материала и напряженным состоянием.

Используя решение уравнения (1.8) находится механическая характеристика активного элемента, имеющая в общем случае следующий вид:

$$P_g = f(x) \quad (1.9)$$

где P_g – обобщенная сила, развиваемая АЭ; x – обобщенное перемещение.

Для расчета АЭ правомерны оба подхода, но второй метод более удобен для практических расчетов. Поэтому в работе, для решения поставленных задач, будет использоваться второй метод расчета.

Как правило, при выборе типа АЭ исходят из требуемой нагрузочной способности, величины рабочего хода и траектории движения, что необходимо для обеспечения выполнения заданных функций проектируемого устройства. Однако принятое решение, как правило, не бывает оптимальным, так как при этом не принимается во внимание степень использования материала, которая определяется максимальной однородностью, или близкой к ней, напряженно-деформированного состояния и температурного поля во всем объеме. Это можно оценить как отношение потенциальной полезной работы к единице объема или массы, которая называется энергоемкостью [16,35]. Выбор типа АЭ при проектировании ЭУ необходимо осуществлять на основании критерия

энергоёмкости [18]. Максимальное использование энергоёмкости АЭ позволит понизить массу и габариты активного элемента и проектируемой ЭУ.

Выводы по главе 1

Анализ литературы, посвященной проблемам проектирования АЭ для ЭУ, показал, что в большинстве случаев процесс разработки ЭУ носит эмпирический характер, что не позволяет создать эффективно функционирующую установку.

1. Известно, что при нагреве СП в интервале температур $A_H - A_K$ энергопотребление увеличивается, что проявляется в более пологой зависимости функции $T=f(t)$ на этом участке. Информации о том, как связано это явление с совершением фактической работы АЭ и с кристаллическим переходом мартенсит–аустенит в настоящее время нет.

2. Для работы ЭУ важным параметром является выносливость АЭ. Критерием работоспособности является отсутствие остаточных деформаций. В ряде работ установлено, что с увеличением числа циклов степень восстановления уменьшается до некоторого стабильного значения.

3. При исследовании сплавов с памятью различают два вида усталостной прочности: механические воздействия при определенной фиксированной температуре и с циклическими температурными режимами.

Первый вид усталостной прочности, при механоциклировании в термостабильных условиях при эксплуатационных температурах выше A_K (область псевдоупругости) хорошо исследована. Показано что усталостная долговечность существенно зависит от температурного режима испытаний.

Результаты исследований второго вида усталостной прочности, при термоциклировании в диапазоне температур превращений $M_K - A_K$, при совершении механической работы, показали, что при определенном уровне напряжений и деформаций может быть достигнута длительная работоспособность с допустимым числом циклов порядка 10^6 и более.

4. Существующие способы подготовки к работе заготовки не обеспечивают условия, при которых коэффициент восстановления деформации равен единице при числе циклов 10^6 и более.

5. Существующих требований, предъявляемых к сплаву с памятью и заготовке для изделий различного назначения (ТМС, приборные и силовые механизмы, медицинские инструменты и др.) не достаточно для энергетических установок. При разработке АЭ для ЭУ, требуется дополнительно целый ряд данных для обеспечения оптимальных характеристик ЭУ.

6. Расчет АЭ в составе ЭУ достаточно сложен и трудоемок. В отличие от расчета АЭ для других устройств, например ПУ, не достаточно ориентироваться только на нагрузочную способность, рабочий температурный интервал и вид испытываемой деформации АЭ. При расчете АЭ для ЭУ важно учитывать взаимодействие с внешними средами для обеспечения саморегулирования ЭУ. Поэтому расчеты АЭ существуют лишь для частных случаев, общего метода расчета АЭ для ЭУ в публикациях не известно.

7. При выборе типа активного элемента для ЭУ определяющим критерием является энергоемкость, которая характеризует полноту использования термомеханического потенциала АЭ.

Глава 2. Требования к заготовкам и активным элементам

Выбор сплава с памятью, из которого изготавливают активные элементы для энергетических установок, является одним из важнейших этапов при проектировании ЭУ.

Существующих требований, предъявляемых к сплаву с памятью и заготовке для изделий различного назначения (ТМС, приборные и силовые механизмы, медицинские инструменты и др.) не достаточно для энергетических установок. При разработке АЭ для ЭУ, требуется дополнительно целый ряд данных для обеспечения оптимальных характеристик ЭУ.

2.1. Заготовки и активные элементы

Как отмечалось в 1 главе, исходя из технологических соображений, имеется четыре вида заготовок: пруток, труба, лист, проволока. Типы активных элементов, заготовки и способ их получения приведены в таблице 2.1.

Таблица 2.1. Типы активных элементов и их заготовки

Тип заготовки	Способ изготовления	Полуфабрикат	Тип АЭ
Пруток (труба)	Горячая прокатка	Слитки, прутки–заготовки	Стержень
	Прессование	Слитки	
Полоса	Горячая прокатка	Слитки, прутки–заготовки	Лента, спираль
	Прессование	Слитки	
Лист	Горячая прокатка	Сутунка	Пластина, полый стержень (труба)
	Холодная прокатка	Горячекатаные карточки	
Проволока	Горячее волочение	Пруток круглого сечения	Проволока, спираль (цилиндрическая, коническая)
	Холодное волочение		

При поставке заготовок изготовителем, помимо тех, которые указаны в паспорте (см. п.1.2.) должны указываться следующие данные:

– интервалы мартенситных M_H-M_K и аустенитных A_H-A_K превращений, определяют длительность процессов фазовых превращений; чем короче эти интервалы, тем процессы фазовых переходов происходят быстрее, что например, имеет значение в различного вида датчиках. Если необходимо получить более медленную скорость движения рабочего органа связанного с АЭ процесс восстановления достигается путем расширения интервалов превращения. Это может быть достигнуто определенными приемами при получении сплава, а так же дополнительно путем термообработки заготовки. Последнее имеет существенное значение для активных элементов ЭУ;

– интервал $A_H - M_H$; в этом интервале температур фазовые превращения не происходят, что увеличивает время образования мартенситной фазы при охлаждении; С одной стороны уменьшение интервала гистерезиса приводит к быстрому переходу мартенсит – аустенит, а увеличение к его замедлению. Это является одним из факторов режима движения АЭ. С другой стороны, при широком гистерезисе возможно появление ромбоэдрической фазы;

– степень восстановления деформации (без нагрузки) K_ϵ [%], если он задан позволяет на первоначальном этапе приближенно определить величину рабочей деформации ϵ_p при многоцикловом нагружении;

$$K_\epsilon = \frac{\epsilon_\epsilon}{\epsilon_u} \quad (2.1)$$

где ϵ_ϵ - величина деформации восстановления, происходящей в процессе аустенитного превращения при условии отсутствия внешней нагрузки, ϵ_u - исходная пластическая деформация, задаваемая в мартенситной фазе.

– деформация восстановления в интервале температур $A_K - A_H$ без нагрузки - ϵ_{b0} и при рабочей нагрузке $\sigma_p = 0,7\sigma_\epsilon - \epsilon_{bp}$ позволяет дать предварительную оценку потенциальной возможности сплава по выносливости;

– предел выносливости сплава на базовом числе циклов 10^6 при термоциклировании σ_{-1m} ; служит для определения ресурса работы ЭУ. Если поставщик не предоставляет такой информации, то разработчик обязан произвести соответствующие экспериментальные исследования;

– диаграмма $\sigma_\epsilon = f(\epsilon_b)$ при максимальной исходной деформации $\epsilon_{u \max}$ определяет напряженно–деформированное состояние АЭ в аустенитной фазе;

– диаграмма $\sigma_p = f(\epsilon_u)$ в диапазоне температур $M_H - M_K$ содержит пластическую деформацию и упругую. При задании исходной деформации необходимо знать пластическую составляющую. Важна так же зависимость пластической деформации от нагрузки. Кроме того, по некоторым источникам известно, что диаграмма $\sigma_p = f(\epsilon_u)$ зависит от скорости нагружения что так же требуется знать в случае многоцикловых нагружений. Следовательно, вся эта информация определяет режим задания исходной деформации;

– диаграммы $M_H = f(\sigma_p)$, $M_K = f(\sigma_p)$, $A_H = f(\sigma_p)$, $A_K = f(\sigma_p)$; при термомеханическом расчете (в координатах напряжение–деформация–температура) учитывают влияние нагрузки на температуры фазовых превращений;

– все характеристики определяются на образцах подготовленных к работе (АЭ), т.е. со структурой текстурованного наведённого мартенсита.

В качестве критерия оценки сплава с памятью предлагается использовать энергоёмкость, которая учитывает наиболее полное использование термомеханического потенциала заложенного в СП. Формула для вычисления энергоёмкости сплава, в общем случае, имеет вид:

$$\mathcal{E}_{СП} = \frac{\int_{\epsilon_{во}}^{\epsilon_u^{\max}} \sigma_a(\epsilon) d\epsilon - \int_0^{\epsilon_u^{\max} + \epsilon_y} \sigma_m(\epsilon) d\epsilon}{\rho}; \quad (2.2)$$

где $\sigma_a(\epsilon)$, $\sigma_m(\epsilon)$ – зависимость напряжения от деформации соответственно в аустенитной и мартенситной фазах; ρ – плотность.

Повышение энергоёмкости материала непосредственно связано с улучшением его механических характеристик.

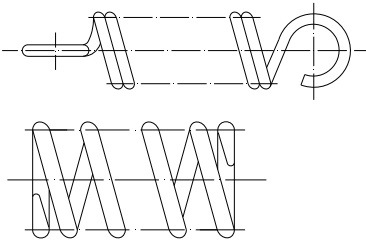
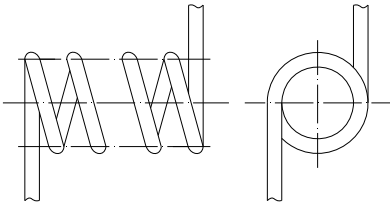

2.2. Конструктивное исполнение активного элемента

По первоначально определенному размеру, рабочему ходу и развиваемому усилию производится выбор варианта АЭ согласно таблице 2.2 [14].

Таблица 2.2. Базовые типы и технические характеристики АЭ

Название	Свойства	Рисунок	
1. Гибкий элемент	а) проволока	<ul style="list-style-type: none"> – диаметр 0,1...2,0 мм; – вид деформации при восстановлении – сжатие; – движение – поступательное; – величина рабочего хода $S = (0,05...0,08)l$, где l длина; – развиваемое усилие $P \leq 2000$ Н; – скорость $U = 0,1...50$ мм/с. 	
	б) лента	<ul style="list-style-type: none"> – толщина 0,04...0,8 мм; – вид деформации при восстановлении – сжатие; – движение – поступательное; – величина рабочего хода $S = (0,05...0,08)l$, где l длина; – развиваемое усилие $P \leq 2000$ Н; – скорость $U = 0,1...50$ мм/с. 	
2. Стержень работающий на кручение	<ul style="list-style-type: none"> – диаметр – до 5 мм; – вид деформации при восстановлении – кручение; – движение – вращательное; – величина рабочего хода $\varphi = 15...360^0$; – развиваемое усилие $M \leq 50$ Нм; – скорость $\omega \leq 180^0/с$. 		
3. Полый стержень (трубка) работающий на кручение	<ul style="list-style-type: none"> – толщина стенки – до 2 мм; – вид деформации при восстановлении – кручение; – движение – вращательное; – величина рабочего хода $\varphi = 15...360^0$; – развиваемое усилие $M \leq 1000$ Нм; – скорость $\omega \leq 30^0/с$. 		
4. Спираль	<ul style="list-style-type: none"> – лента толщиной 0,1...0,8 мм; – вид деформации при восстановлении – изгиб; – движение – вращательное; – величина рабочего хода $\varphi = 1...20$ оборотов; – развиваемое усилие $M \leq 100$ Нм; – скорость $\omega \leq 0,5$ об/с. 		

Продолжение таблицы 2.2.

Название		Свойства	Рисунок
5. Витой элемент	а) Работа на растяжение и сжатие	<ul style="list-style-type: none"> – диаметр проволоки 0,8...2,0 мм; – вид деформации при восстановлении – сложная; – движение – поступательное; – величина рабочего хода $S = (2...5)l$, где l – длина элемента; – развиваемое усилие $P \leq 3000$ Н; – скорость $U = 0.5...50$ мм/с. 	
	б) Работа на кручение	<ul style="list-style-type: none"> – диаметр проволоки 0,8...2,0 мм; – вид деформации при восстановлении – изгиб; – движение – вращательное; – величина рабочего хода $\varphi = 15...900$; – развиваемое усилие $M \leq 500$ Нм; – скорость $\omega \leq 100^0/с$. 	
6. Сильфон		<ul style="list-style-type: none"> – толщина стенки – до 2 мм; – вид деформации при восстановлении – растяжение и сжатие; – движение – поступательное; – величина рабочего хода $S = (0,05...0,4)l$, где l – длина; – развиваемое усилие $P \leq 20000$ Н; – скорость $U: = 0.1...5,0$ мм/с. 	

В ЭУ активный элемент нагревается и охлаждается конвективным способом, поэтому скорость активации и охлаждения АЭ пропорционально зависит от величины площади сечения. Увеличение объёма АЭ приводит к увеличению времени нагрева и охлаждения. Поэтому в процессе определения рациональной формы поперечного сечения АЭ удобно пользоваться следующим критерием:

$$k_k = \frac{p}{F} \quad (2.3)$$

где p , F – периметр и площадь сечения соответственно.

Наименьшим значением критерия k_k обладает круглое сечение, являясь наихудшим вариантом с позиций оптимизации АЭ по энергоёмкости в части температурного распределения. Наиболее эффективным с позиции теплообмена является прямоугольное сечение.

Поступательное движение наиболее просто реализуется с помощью АЭ в виде стержня или проволоки. Этот вид АЭ целесообразно использовать при рабочих усилиях P до 2000 Н. С позиции теплообмена, лента обладает преимуществом перед проволокой, так как у ленты больше критерий k_k . Для обеспечения рабочего хода сопоставимого с длиной проволоки или ленты, АЭ можно намотать на барабан.

При больших значениях усилия ($P = 2000 \dots 20000$ Н) может быть использован элемент, выполненный в виде стержня или трубы. Так как при продольном деформировании рабочий ход составляет всего (0.05...0.08) длины, поэтому эти элементы лучше использовать при кручении. В этом случае, наиболее предпочтительным вариантом является использование трубы, так как развивает больший крутящий момент – 1000 Нм, против 50 Нм – у стержня. Теплообмен трубы так же осуществляется лучше, чем у стержня, так как обладает большей площадью поверхности (большим критерием k_k).

Нагрев и охлаждение пружины аналогичен случаю с проволокой, критерии k_k у этих элементов одинаковы. Однако у пружин значительно больше рабочий ход ($S = 50 \dots 1000$ мм). Наиболее компактным является АЭ в форме цилиндрической витой пружины. Её длина в начальном состоянии в 2...5 раз меньше (пружина растяжения) или больше (пружина сжатия). Эти элементы могут быть рекомендованы для не больших рабочих усилий (до 1000...3000 Н).

Для обеспечения вращательного движения в пределах угла поворота примерно до 90° могут быть использованы АЭ в виде пружины работающей на кручение.

АЭ в форме спирали может обеспечивать поворот до 20 оборотов и более, но усилие развиваемое таким элементом незначительно. Скорость нагрева и охлаждения спирали такая же как и у ленты.

Напряжённо–деформированное состояние по сечению при изгибе неоднородно и поэтому эффективность АЭ в форме спирали ниже, чем при продольной деформации, поэтому их не целесообразно использовать в ЭУ.

При значении усилий $P = 10000 \dots 300000$ Н может использоваться АЭ сильфонного типа или элементы в форме усечённой конической оболочки (тарельчатого типа). Такие АЭ позволяют обеспечить рабочий ход $S = 5 \dots 400$ мм, что составляет примерно до 0,4 их длины в недеформированном состоянии.

Использование для возврата сил давления дает возможность объединить в одном устройстве АЭ и элемент холостого хода. С этой целью АЭ в форме цилиндрического сильфона жесткого в радиальном направлении и податливого в осевом выполнен в виде замкнутой оболочки. Из внутреннего объема оболочки откачивается воздух, после чего она герметизируется. При нагреве сильфон, вспоминая приданную ему в высокотемпературной фазе форму, вытягивается. При охлаждении, силы, вызванные разницей атмосферного давления и давления внутри цилиндра, действуя на торцы сильфона, сжимают его, приводя в исходное положение.

Эффективность АЭ и соответственно ЭУ определяется величиной произведённой удельной работы, т.е. работы отнесённой к единице объёма АЭ. Эта величина называется энергоёмкостью и вычисляется по следующей формуле:

$$\mathcal{E}_{АЭ} = k_{АЭ} \cdot \mathcal{E}_{СП} \quad (2.4)$$

где $\mathcal{E}_{СП}$ – энергоёмкость сплава с памятью, определяемая по формуле (1.3), $k_{АЭ}$ – коэффициент энергоёмкости активного элемента:

$$k_{аэ} = \frac{\iiint N(x, y, z, T) dx dy dz}{N_{max}(T_{max})V} \quad (2.5)$$

где $N(x, y, z, T)$ – распределение напряжений σ , τ по объёму АЭ в зависимости от вида деформации элемента и его температурного поля; $T(x, y, z, t)$ – температурное поле АЭ; t – время; N_{max} – максимальное значение напряжения σ , τ при температуре T_{max} ; T_{max} – максимальное значение температуры в рассматриваемый момент времени t , не превышающее величину A_K ; V – объём активного элемента.

Максимальное использование энергоёмкости сплава в АЭ (и, следовательно, снижение его массы и габаритов) достигается при однородном напряжённо–

деформированном состоянии и однородном температурном поле по сечению и длине АЭ. Однородное напряжённо-деформированное состояние реализуется в случае продольной деформации. Однородность температурного поля связана со способом нагрева [15].

2.3. Подготовка активного элемента

Режим работы АЭ в составе энергетической установки, работающей в двух средах, определяет особые требования, предъявляемые к их активным элементам. Одним из важнейших критериев пригодности активного элемента является надежность его срабатывания, механические характеристики и отсутствие остаточных деформаций в процессе эксплуатации установки.

После получения заготовки с нужными характеристиками с помощью механической обработки из заготовки получают деталь нужной конфигурации. После этого, получают требуемые термомеханические свойства и механические характеристики активного элемента для последующей эксплуатации в составе ЭУ. Мартенсит в детали имеет хаотическую структуру, требуется упорядочить ее, сориентировать мартенситные зерна наиболее оптимальным образом в зависимости от характера деформаций в процессе будущей эксплуатации. Есть несколько способов достижения этой цели:

– воздействие на деталь нагрузками в мартенситном состоянии (остаточная деформация при однократном нагружении составляет примерно 0,05 (рис.5.1.) [24]);

– нагрев детали до аустенитного состояния с последующим охлаждением без приложения нагрузок;

– нагрев детали до аустенитного состояния, сопровождающийся приложением нагрузки, с последующим охлаждением;

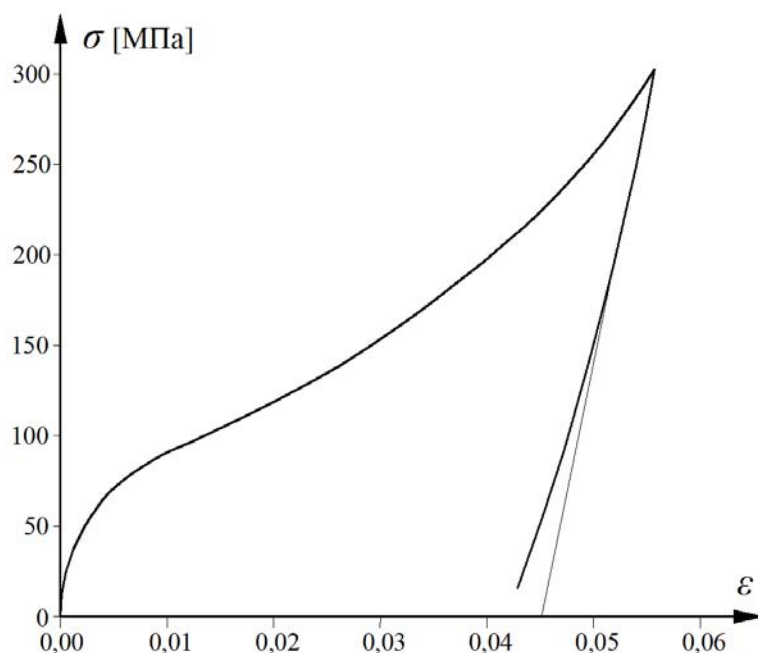


Рис. 5.1. Диаграмма монотонного изотермического нагружения и разгрузки образца в мартенситном состоянии при комнатной температуре. Отжиг при 450°C , 30 мин. Модуль разгрузки $E_m = 27610$ МПа.

– нагрев детали до аустенитного состояния, с последующим охлаждением, сопровождающимся приложением нагрузки. На рис. 5.2. схематично изображены графики зависимости деформации от температуры при таком варианте тренировки [24].

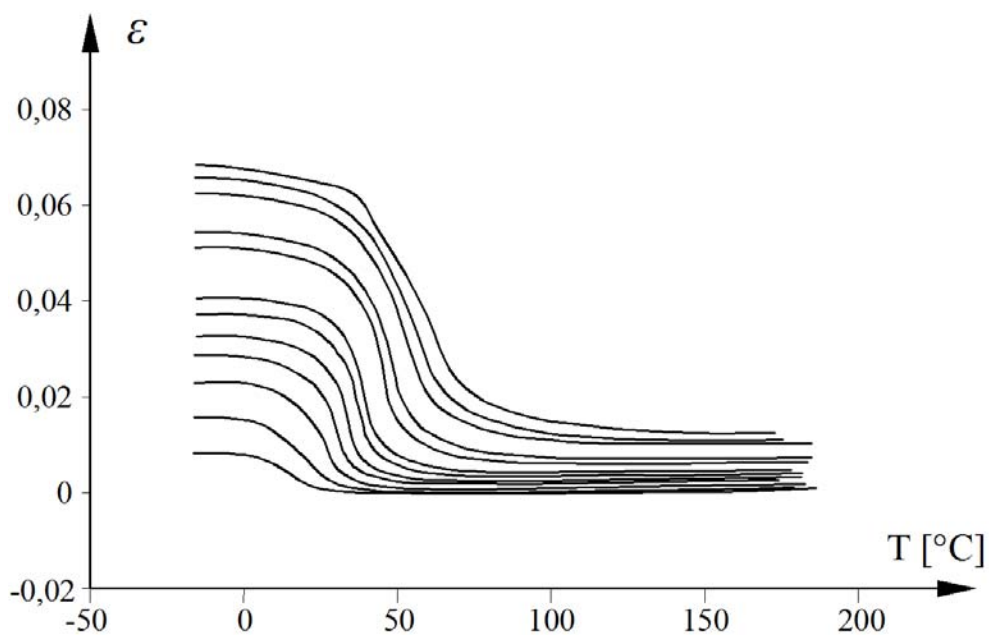


Рис. 5.2. Графики зависимости деформации от температуры при охлаждении образцов из TiNi под действием различных постоянных напряжений. Для кривых снизу вверх напряжения возрастают.

Возможна и комбинация этих операций. Характер нагружения должен соответствовать характеру нагружения при эксплуатации будущего активного элемента, то есть, если это проволока – то продольное нагружение, если торсион – осевое, и т.д.

Представленный ниже алгоритм (рис. 5.3.) наглядно показывает различные варианты технологических операций, касающихся тренировки детали из сплава с памятью.

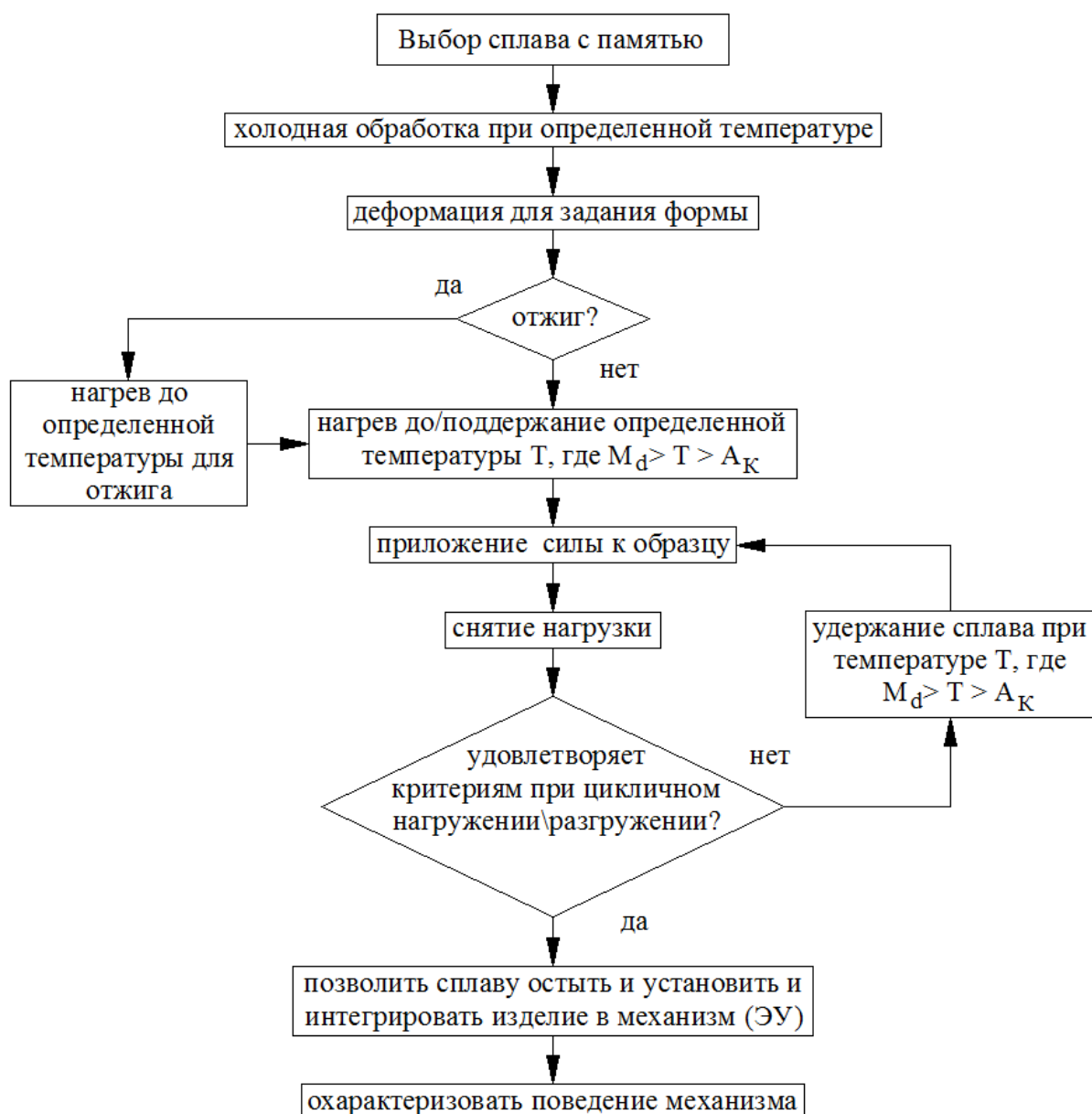


Рис. 5.3. Алгоритм технологических операций

Как видно из схемы, общей операцией для всех вариантов тренировки деталей является холодная обработка при определенной температуре. Далее,

после деформирования для достижения заданной формы, появляется вариативность. В каких-то случаях проводится отжиг детали, в каких-то нет. Далее проводятся циклы нагружения-разгрузки детали, после каждого цикла проверяется, удовлетворяет ли деталь заданным критериям. В итоге, детали устанавливается в механизм, и ее работоспособность проверяется уже непосредственно в составе этого механизма.

Еще один из способов упорядочивания мартенситной структуры в детали из сплава с памятью заключается в том, чтобы нагреть ее до температуры полного аустенитного состояния, а затем с помощью охлаждения перевести в мартенситное состояние без всяких механических напряжений. При этом в детали не возникнет деформации формообразования, она будет находиться в состоянии хаотического мартенсита, характеризующегося равновероятными направлениями низкосимметричных кристаллических ячеек. После этого деталь должна быть подвергнута изотермически возрастающему напряжению. В результате этой процедуры в детали произойдут структурные изменения, сопровождающиеся упорядочиванием мартенсита и накоплением неупругой деформации.

Циклическое повторение упомянутых операций позволяет сформировать надежные термочувствительные свойства и требуемые механические характеристики детали из сплава с памятью, что позволяет использовать ее в качестве активного элемента в энергетической установке (результаты экспериментальных исследований этого способа подготовки представлен в 4 главе (эксперимент №1)).

Выводы по 2 главе

1. Сформулированы требования, которые необходимо предъявить к специальным свойствам сплавов, заготовкам и активным элементам при проектировании энергетических установок. Показана их взаимосвязь и как они влияют на технические параметры ЭУ.

2. В качестве критерия оценки эффективности работы АЭ предложено оценивать работу АЭ, помимо известных способов, еще и с позиции энергоемкости. Эта характеристика учитывает термомеханические свойства АЭ, такие как напряженно–деформированное состояние АЭ и температурное поле.

3. Приведена классификация активных элементов и даны рекомендации по их выбору с учётом максимальной энергоэффективности и технологичности.

4. Предложен способ технологической подготовки АЭ к работе в составе ЭУ, при котором, коэффициент восстановления деформации равен единице.

Глава 3. Теоретические исследования работы активного элемента

Процесс преобразования тепловой энергии в механическую работу представлен на рис. 3.1.

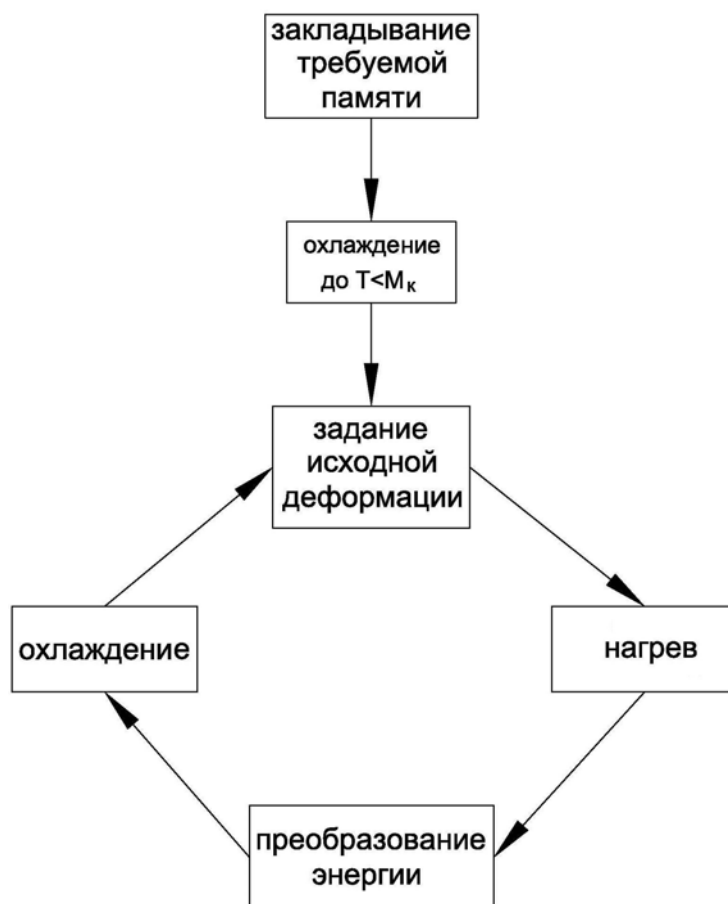


Рис. 3.1. Схема преобразования тепловой энергии в механическую работу

АЭ в составе ПУ охлаждается до температуры $T < M_K$ и ему задаётся исходная деформация, подлежащая дальнейшему восстановлению. Затем АЭ нагревается до интервала температур $A_H - A_K$, при прохождении через который и осуществляется преобразование тепловой энергии в механическую работу.

Затем АЭ охлаждается до температуры M_H и далее до температуры M_K или $T < M_K$. В конце или в процессе охлаждения АЭ под воздействием приложенной силы (существенно меньшей, чем в аустенитной фазе) принимает исходную деформацию, затем вновь нагревается и цикл повторяется.

3.1. Расчет АЭ на стадии нагрева

Как было показано в разделе 1.3. расчет АЭ ведется энергетическим методом.

За один оборот ротора ЭУ активный элемент проходит стадию нагрева и стадию охлаждения (1.1). На первой стадии реализуется преобразование тепловой энергии в механическую работу; на второй стадии АЭ охлаждается до начальной температуры T_H .

На стадии нагрева уравнение термодинамического равновесия записывается следующим образом:

$$Q_T = \left[\underbrace{Q_{ак} + Q_{П}}_{(1)} + \underbrace{Q_K}_{(2)} \right] + \underbrace{Q_P}_{(3)} \quad (3.1)$$

где Q_T [Дж] – подводимая энергия от теплой среды или источника тока.

Энергия подводимая от теплой среды определяется её свойствами. При пропускании электрического тока напряжение источника тока стабилизируется и мощность определяется величиной тока. При этом:

$Q_T = N_{ИТ} \cdot \Delta t_H = U \cdot J \cdot \Delta t_H$ где $N_{ИТ}$ – мощность источника тока [Вт]; Δt_H – время нагрева [с]; U – напряжения [В]; J – сила тока [А].

Аккумулируемая энергия [Дж]: $Q_{ак} = N_{ак} \cdot \Delta t_H = c_m \cdot M \cdot \Delta T_i$ где $N_{ак}$ – мощность затрачиваемая на аккумулирование тепла [Вт]; c_m – теплоемкость СП [Дж/кг °С]; M – масса АЭ [кг]; ΔT_i – интервал температур соответствующего участка [°С].

Тепловые потери в результате конвекции, теплопроводности и излучения [Дж]: $Q_{П} = N_{П} \cdot \Delta t_H = \alpha_{П} \cdot F_{нов} \cdot \Delta T_i$ где $N_{П}$ – мощность тепловых потерь [Вт]; $\alpha_{П}$ – удельный коэффициент тепловых потерь [Дж/м² °С]; $F_{нов}$ – площадь поверхности АЭ [м²].

Тепловая энергия мартенситных превращений [Дж]: $Q_K = N_K \cdot \Delta t_K = c_K \cdot M \cdot \Delta T_i$

где N_K – мощность мартенситных превращений [Вт]; Δt_K – время нагрева в интервале $A_H - A_K$ [с]; c_K – коэффициент, учитывающий затраты энергии на обратные мартенситные превращения [Дж/кг °С].

Тепловая энергия, которая идет на совершение механической работы [Дж]:
 $Q_p = N_p \cdot \Delta t_p = c_p \cdot M \cdot \Delta T_i$ где N_p и c_p – мощность, затрачиваемая на совершение механической работы [Вт] и коэффициент её определяющий соответственно [Дж/кг °С].

Соответственно из (3.1) получаем:

$$U \cdot J \cdot \Delta t_H = \left[\underbrace{c_m \cdot M \cdot \Delta T_i + \alpha_{II} \cdot F_{нов} \cdot \Delta T_i}_{(1)} + \underbrace{c_K \cdot M \cdot \Delta T_i}_{(2)} + \underbrace{c_p \cdot M \cdot \Delta T_i}_{(3)} \right] \quad (3.2)$$

В этом выражении неизвестными являются тепловые потери (коэффициент тепловых потерь α_{II}), коэффициент c_K и коэффициент c_p .

Эти коэффициенты определяются экспериментально. Для этого построены экспериментальные графики функции $T=f(t)$ для ненагруженного элемента (холостой ход) – рис.4.9. и нагруженного (рабочий ход) – рис.4.12.

На первом участке в интервале температур $T_H - A_H$ неизвестным являются тепловые потери. Для этого участка выражение из (3.2):

$$U \cdot J \cdot \Delta t_H = c_m \cdot M \cdot \Delta T_i + \alpha_{II} \cdot F_{нов} \cdot \Delta T_i \quad (3.3)$$

откуда можно найти α_{II} :

$$\alpha_{II} = \frac{U \cdot J \cdot \Delta t_H - c_m \cdot M \cdot \Delta T_i}{F_{нов} \cdot \Delta T_i} \quad (3.4)$$

Значение времени Δt_H определяется из графика рис.4.9.

Далее предполагается, что коэффициент тепловых потерь α_{II} не меняется на всем участке нагрева $T_H - A_K$.

Для второго участка в интервале температур $A_H - A_K$ при холостом ходе рис.4.9. выражение из (3.2):

$$U \cdot J \cdot \Delta t_H = c_m \cdot M \cdot \Delta T_i + \alpha_{II} \cdot F_{нов} \cdot \Delta T_i + c_K \cdot M \cdot \Delta T_i \quad (3.5)$$

Так как коэффициент потерь α_{II} определен, неизвестным в этом выражении является коэффициент c_K и его значение из (3.5) равно:

$$c_K = \frac{U \cdot J \cdot \Delta t_H - c_m \cdot M \cdot \Delta T_i - \alpha_{II} \cdot F_{нов} \cdot \Delta T_i}{M \cdot \Delta T_i} \quad (3.6)$$

Для третьего участка в интервале температур $A_H - A_K$ при рабочем ходе рис.4.12. выражение из (3.2):

$$U \cdot J \cdot \Delta t_H = c_m \cdot M \cdot \Delta T_i + \alpha_{II} \cdot F_{нов} \cdot \Delta T_i + c_K \cdot M \cdot \Delta T_i + c_P \cdot M \cdot \Delta T_i \quad (3.7)$$

Так как коэффициент потерь α_{II} и коэффициент мартенситных превращений c_K определены, неизвестным является коэффициент c_P и его значение из (3.7) равно:

$$c_P = \frac{U \cdot J \cdot \Delta t_H - c_m \cdot M \cdot \Delta T_i - \alpha_{II} \cdot F_{нов} \cdot \Delta T_i - c_K \cdot M \cdot \Delta T_i}{M \cdot \Delta T_i} \quad (3.8)$$

Коэффициент c_P учитывает затраты энергии на совершение фактической работы, при постоянной нагрузке σ_c . Эта работа всегда меньше потенциальной, но на практике нагружения АЭ производится именно таким образом. Затраты энергии на потенциальную механическую работу учитываются коэффициентом c_{PII} :

$$c_{PII} = \frac{c_P \cdot A_{AЭII}}{A_{AЭФ}} \quad (3.9)$$

где $A_{AЭII}$ – потенциальная работа, которую может произвести АЭ, $A_{AЭФ}$ – фактическая работа, которую может произвести АЭ (при постоянной нагрузке).

Потенциальная работа определяется из соотношения:

$$A_{AЭII} = \int_V dV \int_{\varepsilon_0} \sigma_{ip} \cdot d\varepsilon_0 \quad (3.10)$$

где V – объем АЭ; σ_{ip} – интенсивность напряжения, которое генерирует АЭ; ε_0 – деформация восстановления.

Деформация восстановления является функцией температуры – $\varepsilon_0 = f(\varepsilon_H, \sigma_P, T)$, поэтому потенциальную работу, в общем виде можно представить:

$$A_{AЭII} = \Phi_1(\varepsilon_H, \sigma_P, T) \quad (3.11)$$

Функция Φ_I определяется по зависимости $\sigma_i=f(\varepsilon_i)$, которая получена в результате аппроксимации экспериментальных значений для конкретного сплава.

Таким образом, все неизвестные величины определены и их численные значения могут быть получены из экспериментальных данных, приведенных в разделе 4.

Характеристики исследуемого образца приведены в таблице 4.1; значения напряжения и тока приведены в таблице 4.3. В соответствии с формулой (3.4) коэффициент потерь равен:

$$\alpha_{II} = \frac{1,5 \cdot 1,33 \cdot 5,3 - 450 \cdot 3,6 \cdot 10^{-4} \cdot (44 - 28)}{3,7 \cdot 10^{-4} \cdot (44 - 28)} = 1323 \approx 1300 \pm 140 \left[\frac{\text{Дж}}{\text{м}^2 \cdot ^\circ\text{C}} \right] \quad (8\%) \quad (3.12)$$

Здесь длительность времени первого участка $\Delta t_1 = 5,3$ с – из графика на рис.4.9.

Таким же образом из формулы (3.6) определяем коэффициент c_K :

$$c_K = \frac{1,33 \cdot 1,5 \cdot 6,5 - 1323 \cdot 3,7 \cdot 10^{-4} \cdot (53 - 44)}{3,6 \cdot 10^{-4} \cdot (53 - 44)} - 450 = 2167 \approx 2200 \pm 280 \left[\frac{\text{Дж}}{\text{кг} \cdot ^\circ\text{C}} \right] \quad (13\%) \quad (3.13)$$

Здесь длительность времени для интервала A_H-A_K $\Delta t_2 = 6,5$ с – из графика на рис.4.9, а коэффициент $\alpha_{II} = 1300$ получен из формулы (3.10).

Так как коэффициенты α_{II} и c_K найдены, из формулы (3.8) можно определить коэффициент c_P :

$$c_P = \frac{1,33 \cdot 1,5 \cdot 10,8 - 1300 \cdot 3,7 \cdot 10^{-4} \cdot (61 - 47)}{0,00036 \cdot (61 - 47)} - 450 - 2200 = 273 \approx 300 \pm 30 \left[\frac{\text{Дж}}{\text{кг} \cdot ^\circ\text{C}} \right] \quad (9\%) \quad (3.14)$$

Здесь длительность времени для интервала A_H-A_K $\Delta t_3 = 10,8$ с – из графика на рис.4.12.

С учетом, что нагружение АЭ производилось нагрузкой P равной 20Н и рабочем ходе $\varepsilon_p - 4,5$ %, фактическая работа определяется:

$$A_{AЭ\phi} = P \cdot \varepsilon_p = 20 \cdot 0,009 = 0,18 \pm 0,02 [\text{Дж}] \quad (11\%) \quad (3.15)$$

Потенциальная работа АЭ из никелида титана, испытываемого на продольную деформацию может быть определена [12]:

$$\begin{aligned}
 A_{AЭП} &= \frac{E}{m+1} \cdot l \cdot F_{AЭ} \cdot \left(\varepsilon_u^{m+1} - (\varepsilon_u - \varepsilon_6)^{m+1} \right) = \\
 &= \frac{1800}{\frac{1}{3}+1} \cdot 0,2 \cdot 2,8 \cdot 10^{-7} \cdot \left(0,05^{\frac{1}{3}+1} - (0,05 - 0,045)^{\frac{1}{3}+1} \right) = 1,3 [\text{Дж}]
 \end{aligned}
 \tag{3.16}$$

где E – модуль упругости [Мпа]; m – степень аппроксимации; l – длина АЭ; $F_{AЭ}$ – площадь сечения АЭ; ε_u – исходная деформация; ε_6 – деформация восстановления.

Из формулы (3.9) найдем c_{PI} :

$$c_{PI} = \frac{273 \cdot 1,3}{0,18} = 2014 \approx 2000 \pm 400 \left[\frac{\text{Дж}}{\text{кг} \cdot ^\circ\text{C}} \right] \quad (20\%)
 \tag{3.17}$$

В результате экспериментальных исследований получены объяснения увеличения энергопотребления на участке A_H – A_K , что проявляется в более полой зависимости функции $T=f(t)$, и дана их количественная оценка.

Следует отметить, что полученные коэффициент c_K отнесен к единице массы, а коэффициент c_{PI} отнесен к единице массы и к потенциальной работе. Известно, что потребление энергии при теплообмене зависит от массы объекта. Поэтому можно предположить, что эти коэффициенты являются универсальными. С этой целью было проведено сравнение экспериментальных данных функций $T=f(t)$, полученных для АЭ из проволоки диаметром 2,1 мм (образец) для холостого хода и под нагрузкой, опубликованных в [12] с результатами расчета, со значением полученных коэффициентов.

На рис. 3.2 приведен график функции $T=f(t)$ расчетных значений (кривая 1) и экспериментальных (кривая 2) для холостого хода. Характеристики образца приведены в таблице 3.1, а время интервала температур T_H – A_H $\Delta t_1 = 2,9$ с и время интервала температур A_H – A_K $\Delta t_2 = 5,8$ с взяты из экспериментального графика образца [12].

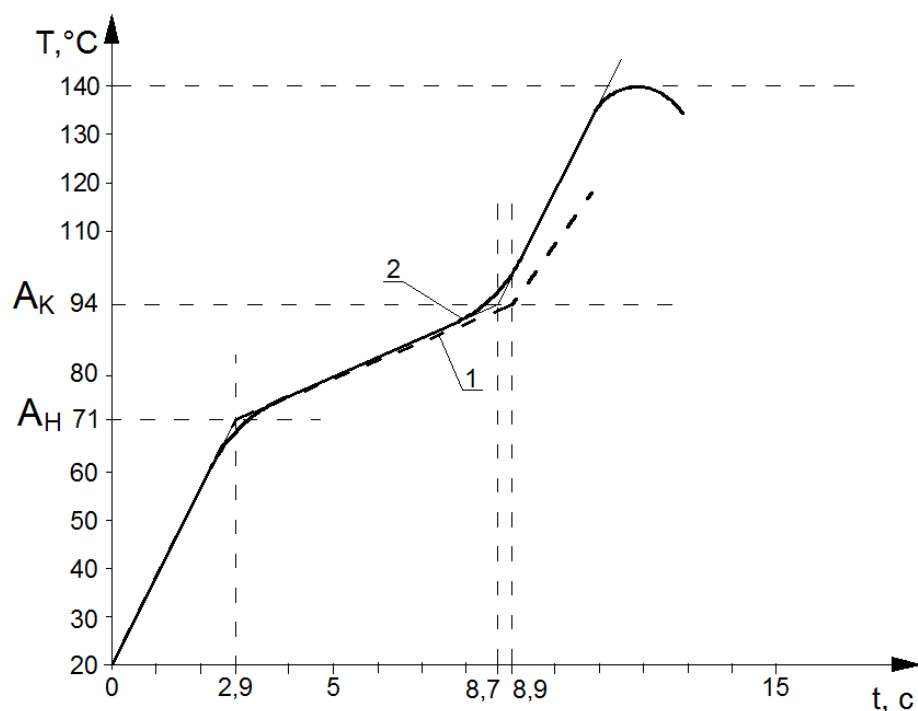


Рис. 3.2. График $T=f(t)$ образца при холостом ходе;
1 – расчетные значения; 2 – экспериментальные значения

Таблица 3.1.

Сила тока в цепи J [А]	15	Удельное сопротивление $\rho_{\text{э}}$ [Ом м]	$4 \cdot 10^{-6}$
$T_{\text{Н}}$ [°С]	20	Длина L [м]	0,5
$A_{\text{Н}}$ [°С]	71	Диаметр d [м]	$2,1 \cdot 10^{-3}$
$A_{\text{К}}$ [°С]	94	Площадь поверхности АЭ $F_{\text{нов}}$ [м ²]	$3,3 \cdot 10^{-3}$
Δt_1 [с]	2,9	Площадь попереч. сеч. F [м ²]	$3,8 \cdot 10^{-6}$
Δt_2 [с]	5,8	Масса M [кг]	0,012
$c_m \left[\frac{\text{Дж}}{\text{кг} \cdot \text{°С}} \right]$	400		

Расчеты проводились в следующей последовательности:

1. определение мощности источника тока:

$$N_{\text{ИТ}} = J^2 \cdot \rho_{\text{э}} \cdot \frac{L}{F} = 15^2 \cdot 4 \cdot 10^{-6} \cdot \frac{0,5}{3,8 \cdot 10^{-6}} = 118 [\text{Вт}] \quad (3.18)$$

2. определение удельного коэффициента тепловых потерь по формуле (3.9):

$$\alpha_{\text{П расчетное}} = \frac{N_{\text{ИТ}} \cdot \Delta t_1 - c_m \cdot M \cdot (A_{\text{Н}} - T_0)}{F_{\text{нов}} \cdot (A_{\text{Н}} - T_0)} = \frac{118 \cdot 3,7 - 400 \cdot 0,012 \cdot (71 - 20)}{3,3 \cdot 10^{-3} \cdot (71 - 20)} = 586 \left[\frac{\text{Дж}}{\text{м}^2 \cdot \text{°С}} \right] \quad (3.19)$$

3. расчетное время нагрева Δt_2 расчетное (от температуры $A_{\text{Н0}}$ до температуры $A_{\text{К0}}$) выражаем из формулы (3.6), с учетом (3.12), (3.13):

$$\Delta t_{2 \text{ расчетное}} = \frac{(c_m + c_{МК}) \cdot M \cdot (A_K - A_H) + \alpha_{II} \cdot F_{нов} \cdot (A_K - A_H)}{N_{ИТ}} = \quad (3.20)$$

$$= \frac{(400 + 2000) \cdot 0,012 \cdot (94 - 71) + 586 \cdot 3,3 \cdot 10^{-3} \cdot (94 - 71)}{118} = 6 [с]$$

Из графиков, приведенных на рис. 3.2, видно, что наибольшее отклонение расчетной кривой от экспериментальной составляет примерно 4%.

Следовательно, полученное значение коэффициента $c_{МК}$ является универсальным для бинарных сплавов системы никель–титан и может быть использовано в дальнейшем при расчете АЭ, выполненных из этих сплавов.

На рис. (3.3) приведен график функции $T=f(t)$ расчетных значений (кривая 1) и экспериментальных (кривая 2) для рабочего хода под нагрузкой $\sigma_c = 350$ МПа. Характеристики образца приведены в таблице 3.2, а время интервала температур $T_H - A_H \Delta t'_1 = 6,3$ с и время интервала температур $A_H - A_K \Delta t'_2 = 8,5$ с взяты из экспериментального графика образца [12].

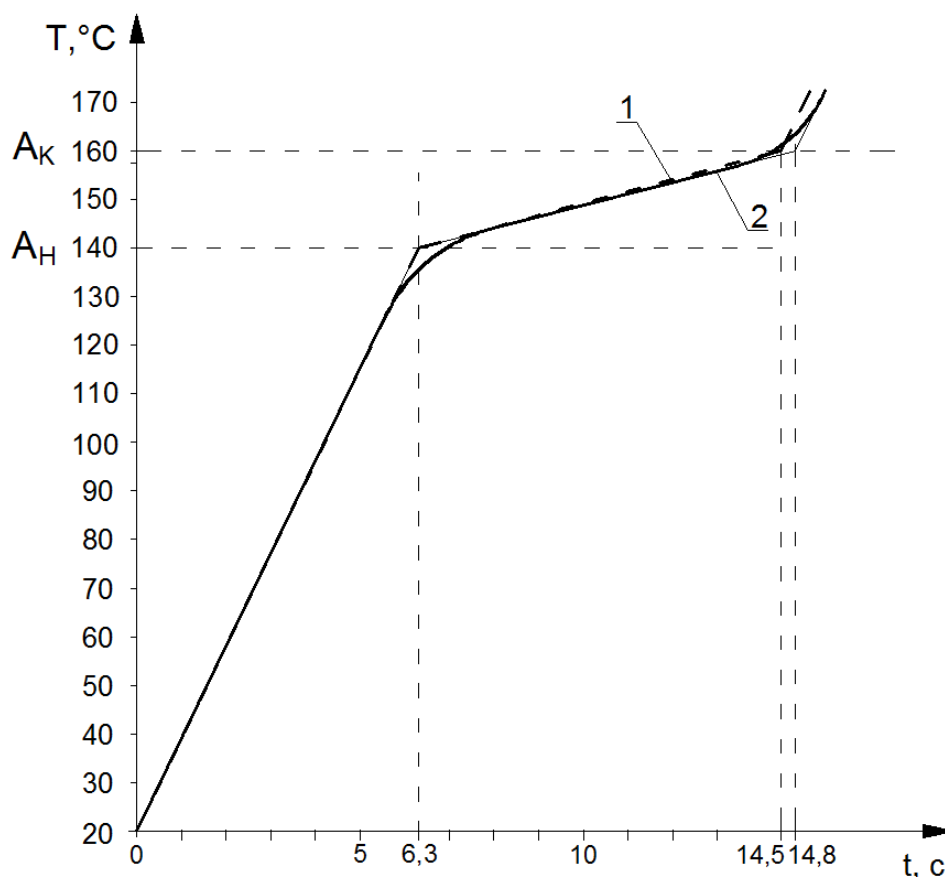


Рис. 3.3. График $T=f(t)$ образца при рабочем ходе под нагрузкой $\sigma_c = 350$ МПа.;
1 – расчетные значения; 2 – экспериментальные значения

Таблица 3.2.

Сила тока в цепи J [А]	15	$\Delta t'_2$ [с]	8,5
T_0 [°C]	20	Напряжение σ_c [МПа]	350
A_H [°C]	140	Деформация ε [м]	0,025
A_K [°C]	160	Диаметр d [м]	$2,1 \cdot 10^{-3}$
$\Delta t'_1$ [с]	6,3	Площадь поверхности АЭ $F_{нов}$ [м ²]	$3,3 \cdot 10^{-3}$

Для расчета времени нагрева АЭ в режиме рабочего хода в интервале температур A_H – A_K принимались следующие значения:

– мощность источника тока определялась (по уравнению (3.18)):

$$N_{HT} = 118 [Вт];$$

– удельный коэффициент тепловых потерь определялся (по уравнению (3.19)):

$$\alpha_{П \text{ расчетное}} = 586 \left[\frac{Дж}{м^2 \cdot ^\circ C} \right]$$

– коэффициент, учитывающий затраты энергии на обратные мартенситные превращения, определялся по уравнению (3.13):

$$c_K = 2000 \left[\frac{Дж}{кг \cdot ^\circ C} \right];$$

– коэффициент, учитывающий затраты энергии на потенциальную механическую работу, определялся по уравнению (3.17):

$$c_{PII} = 2000 \left[\frac{Дж}{кг \cdot ^\circ C} \right]$$

– фактическая работа:

$$A_{AЭФ} = \sigma_c \cdot F \cdot \varepsilon_p = 350 \cdot 10^6 \cdot 3,8 \cdot 10^{-6} \cdot 0,009 = 33,2 [Дж] \quad (3.21)$$

– потенциальная работа (3.16):

$$\begin{aligned} A_{AЭП} &= \frac{E}{m+1} \cdot l \cdot F \cdot (\varepsilon_H^{m+1} - (\varepsilon_H - \varepsilon_\varepsilon)^{m+1}) = \\ &= \frac{1800}{\frac{1}{3} + 1} \cdot 0,5 \cdot 3,8 \cdot 10^{-6} \cdot \left(0,05^{\frac{1}{3} + 1} - (0,05 - 0,05)^{\frac{1}{3} + 1} \right) = 47,2 [Дж] \end{aligned} \quad (3.22)$$

– коэффициент, учитывающий затраты энергии на совершение механической работы, определялся по уравнению (3.9):

$$c_p = \frac{c_{p\Pi} \cdot A_{AЭ\Phi}}{A_{AЭ\Pi}} = \frac{2000 \cdot 33,2}{47,2} = 1400 \left[\frac{\text{Дж}}{\text{кг} \cdot ^\circ\text{C}} \right] \quad (3.23)$$

Расчетное время $\Delta t'_{2 \text{ расчетное}}$ выражается из формулы (3.8):

$$\begin{aligned} t'_{2 \text{ расчетное}} &= \frac{(c_m + c_K + c_p) \cdot M \cdot (A_K - A_H) + \alpha_{\Pi} \cdot F_{\text{нов}} \cdot (A_K - A_H)}{N_{\text{ИТ}}} = \\ &= \frac{(400 + 2000 + 1400) \cdot 0,012 \cdot (160 - 140) + 586 \cdot 3,3 \cdot 10^{-3} \cdot (160 - 140)}{118} = 8 [\text{с}] \end{aligned} \quad (3.24)$$

Из графиков, приведенных на рис. 3.3, видно, что наибольшее отклонение расчетной кривой от экспериментальной не превышает 4%.

Следовательно, полученное значение коэффициента $c_{MP\Pi}$ так же как и c_{MK} , является универсальным для бинарных сплавов системы Ni-Ti и может быть использовано в дальнейшем при расчете АЭ, выполненных из этих сплавов.

По результатам теоретических и экспериментальных исследований показано, что увеличение энергетических затрат в интервале температур $A_H - A_K$ связано с преобразованием моноклинной структуры в объёмно-центрированную кубическую и на совершение механической работы.

Так же показано, что при определении затрат на механическую работу следует принимать не потенциальную, а фактически затраченную работу.

Уравнение теплового баланса при нагреве в интервале температур $A_H - A_K$ в общем виде можно представить:

$$N_p \cdot \eta(T) = N_M + c_m \cdot M \cdot \frac{dT}{dt} \quad (3.25)$$

где N_p – мощность внешнего источника тепловой энергии; $\eta(T)$ – коэффициент учитывающий тепловые потери; N_M – часть тепловой энергии преобразуемой в механическую работу и на мартенситные превращения; c_m – удельная теплоемкость; M – масса АЭ, T – температура АЭ, t – время.

Мощность тепловой энергии преобразуемой в механическую работу и на мартенситные превращения можно представить:

$$N_M = (c_p + c_K) \cdot M \cdot \frac{dT}{dt} \quad (3.26)$$

где c_p – коэффициент учитывающий затраты энергии на фактическую механическую работу, который определяется из (3.9) и (3.11):

$$c_p = c_{pII} \cdot \beta_p \quad (3.27)$$

где

$$\beta_p = \frac{A_{AЭФ}}{\Phi_1(\varepsilon_{II}, \sigma_C, T)}. \quad (3.28)$$

После подстановки (3.26) и (3.27) в (3.25), получим уравнение теплового баланса:

$$N_p \cdot \eta(T) = c_m'' \cdot M \cdot \frac{dT}{dt} \quad (3.29)$$

где

$$c_m'' = c_{pII} \cdot \beta_p + c_K + c_m \quad (3.30)$$

Полученное соотношение теплоемкости отличается от известного [12] тем, что в предложенном случае учитывается не потенциальная, а фактическая механическая работа АЭ. Так же в формуле (3.30) разделены составляющие, которые учитывают затраты на мартенситные превращения и на совершение механической работы.

3.2. Теоретические основы расчета активного элемента

Тепловое поле АЭ и, соответственно, методика его определения непосредственно зависит от геометрии элемента и способа его нагрева.

АЭ в составе ЭУ, работающей в двух средах, нагревается и охлаждается конвективным способом.

В общем случае тепловое поле будет определяться путём решения уравнения теплопроводности с начальными и граничными условиями:

$$\rho c_m \frac{\partial T}{\partial t} = - \left(\frac{\partial j_x}{\partial x} + \frac{\partial j_y}{\partial y} + \frac{\partial j_z}{\partial z} \right) + q, \quad (3.31)$$

где ρ – плотность материала АЭ; c_m – удельная теплоёмкость материала АЭ; j_x, j_y, j_z – составляющие теплового потока в активном элементе (в декартовой системе координат); q – источники тепла в АЭ.

Удельная теплоемкость материала определяется в зависимости от участка нагрева и охлаждения. Так, при нагреве в интервале температур A_H – A_K , удельная теплоемкость определяется по формуле (3.30), во всех остальных случаях принимается равной удельной теплоемкости материала.

Начальными условиями являются значения температур $T(x, y, z)$ в момент времени $t = 0$.

Граничные условия разделяются на три вида:

1) граничные условия первого рода, заключающиеся в задании температур на границе:

$$T = T(S, t) \quad (3.31')$$

2) граничные условия второго рода, заключающиеся в задании плотности теплового потока на поверхности:

$$\lambda \left(\frac{\partial T}{\partial n} \right) + q_n = 0 \quad (3.31'')$$

где n – координата, нормальная к поверхности; q_n – плотность теплового потока, положительная, если тепло теряется телом

3) граничные условия третьего рода, заключающиеся в задании температуры среды, окружающей тело (T_c), и закона теплообмена между поверхностью тела и окружающей средой. Для описания указанного процесса используется закон Ньютона–Римана:

$$\lambda \left(\frac{\partial T}{\partial n} \right) + \alpha_p (T - T)_c = 0 \quad (3.31''')$$

где α_p – коэффициент теплопередачи.

Для решения уравнения (3.31) используются методы решений уравнений с частными производными, причем сложность решения зависит от геометрических, физических, начальных и граничных условий. Эти методы (метод Фурье, метод собственных функций, метод Дюамеля, метод преобразования Лапласа и др.)

подробно рассматриваются в [42]. Обозначенные методы приемлемы для простейших объектов (цилиндр, плоскость, шар) с простыми условиями теплообмена. Так, если рассматривать АЭ, выполненный в виде цилиндра радиусом R , а его температурное поле считать одномерным и нестационарным, то выражение (3.31) будет иметь вид:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{a}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + j_k + j_{AЭ} + j_{II} \quad (3.32)$$

где a – коэффициент температуропроводности материала АЭ:

$$a = \frac{\lambda}{\rho c_m} \quad (3.33)$$

где λ – коэффициент теплопроводности материала АЭ.

j_k – конвекционный поток, попадающий в АЭ:

$$j_k = \frac{a \cdot (T_c - T_{II})}{2 \cdot \pi \cdot R} \quad (3.34)$$

где T_{II} – температура на поверхности АЭ в определенный момент времени; $j_{AЭ}$ – тепловой поток, идущий на мартенситные превращения и совершение механической работы; j_{II} – тепловой поток, характеризующий потери излучением и посредством теплопроводности.

Аналитическое решение уравнения (3.31) выглядит следующим образом [76]:

$$\frac{T(r, t) - T(0)}{T_{II} - T(0)} = 1 - \sum_{n=1}^{\infty} A_n \exp\left(-\frac{a\mu_n^2 t}{R^2}\right) J_0\left(\frac{\mu_n r}{R}\right) \quad (3.35)$$

где $A_n = \frac{2J_1(\mu_n)}{\mu_n \left[J_0^2(\mu_n) + J_1^2(\mu_n) \right]}$;

J_ν – функция Бесселя 1-го рода;

μ_n – положительные корни трансцендентного уравнения:

$$\mu_n \cdot J_1(\mu_n) - \alpha R \cdot J_0(\mu_n) = 0;$$

α – коэффициент конвекционной теплопередачи.

Уравнение (3.35) имеет довольно сложную структуру и весьма затруднительно в плане проведения вычислений. Поэтому для инженерных расчётов удобнее использовать другую форму выражения (3.31). При этом, для упрощения задачи можно сделать ряд допущений.

Так, предполагается, что потери, связанные излучением и теплопроводностью незначительны по сравнению с величиной аккумулируемого АЭ тепла, и, как следствие, не учитываются. Кроме того, не учитываются энергетические затраты на осуществление активным элементом механической работы в процессе аустенитных превращений. В результате, рассматриваемая задача сводится к случаю холостого хода АЭ, а уравнение теплового баланса (3.31) будет иметь следующий вид:

$$c_m \rho \frac{\Delta T}{\Delta t} = \frac{\alpha \Delta T_c p}{F}, \quad (3.36)$$

где ΔT – перепад температур на поверхности АЭ в процессе его нагрева:

$$\Delta T = T_i - T_{i-1}, \quad (3.37)$$

ΔT_c – перегрев АЭ относительно температуры рабочей среды T_c :

$$\Delta T_c = |T_i - T_c| \quad (3.38)$$

p – периметр поперечного сечения АЭ:

$$p = 2\pi R, \quad (3.39)$$

F – площадь поперечного сечения АЭ:

$$F = \pi R^2. \quad (3.40)$$

После подстановки равенств (3.37)÷(3.40) в выражение (3.36), уравнение для определения температуры на поверхности АЭ принимает следующий вид:

$$T_i = \frac{c_m \rho R T_{i-1} + 2\alpha \Delta t T_c}{c_m \rho R - 2\alpha \Delta t}. \quad (3.41)$$

Задаваясь значениями температуры рабочей среды активного элемента T_c и шагом вычислений Δt , можно определить зависимость температуры поверхности АЭ от времени.

Для моделирования температурного поля в объектах со сложной геометрической формой, переменными условиями теплообмена, со сложными граничными условиями целесообразно использовать численные методы. Наиболее простым и универсальным из численных методов является метод конечных элементов.

В частности, МКЭ применим для определения неоднородного температурного поля по длине АЭ. Неоднородность поля связана с низкой теплопроводностью материала и условиями закрепления АЭ.

Решение уравнения (3.31) заключается в нахождении минимума функционала:

$$x = \frac{1}{2} \int_V \lambda \cdot \left(\left(\frac{\partial T}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial T}{\partial y} \right)^2 + \left(\frac{\partial T}{\partial z} \right)^2 - 2 \cdot \left(q_v - c_m'' \cdot \rho \cdot \frac{\partial T}{\partial t} \right) \cdot T \right) \cdot dV + \int_{F_q} q \cdot T \cdot dF + \int_{F_a} \frac{\alpha_p}{2} \cdot (T - T_c) \cdot dF \quad (3.42)$$

где q_v – интенсивность внутренних источников тепла; q_n – интенсивность теплового потока; α_p – коэффициент теплопередачи; T_c – температура среды; λ – коэффициент теплопроводности; F – площадь поверхности.

Из уравнения (3.32), если не учитывать теплообмен излучением, можно получить следующую систему обыкновенных дифференциальных уравнений [77, 78]:

Для нагрева в интервале температур $A_H - A_K$:

$$[c_m''] \left\{ \frac{\partial \bar{T}}{\partial t} \right\} + [R] \{ \bar{T} \} + \{ \bar{F}_\theta \} = 0 \quad (3.43)$$

где $[c''_m]$ – матрица теплоемкости системы; $[R]$ – матрица теплопроводности системы; $\{\bar{F}_\theta\}$ – вектор–столбец, характеризующий тепловые потоки.

Элементы матриц и вектора–столбца определяются по следующим зависимостям:

$$[C^{(e)}] = \int_{V^{(e)}} C''_m \cdot \rho \cdot [N^{(e)}]^T \cdot [N^{(e)}] \cdot dV \quad (3.44)$$

$$[R^{(e)}] = \int_{V^{(e)}} \lambda \cdot [B^{(e)}]^T \cdot [B^{(e)}] \cdot dV + \int_{F\alpha^{(e)}} [N^{(e)}]^T \cdot [N^{(e)}] \cdot dF_n \quad (3.45)$$

$$[F^{(e)}] = \int_{V^{(e)}} [N^{(e)}] \cdot q_v^{(e)} \cdot dV + \int_{Fq^{(e)}} [N^{(e)}]^T \cdot q_n^{(e)} \cdot dF_n - \int_{F\alpha^{(e)}} \alpha_p \cdot T_c \cdot [N^{(e)}]^T \cdot dF_n \quad (3.46)$$

где $[N^{(e)}]$ – матрица функций формы; e – порядковый номер конечного элемента; $[B^{(e)}]$ – матрица, получаемая путём дифференцирования матрицы $[N^{(e)}]$ по x , y , и z .

Интегрируя уравнение (3.43) методом конечных разностей получаем:

$$\{T_{m+1}\} \times [A_{01}] = \{T_m\} \times [A^*_{01}] - 2\{F_\theta\} \times \left(t + \frac{\Delta t}{2} \right) \quad (3.47)$$

где $[A_{01}] = \frac{2}{\Delta t} [c''_m] + [R]$; $[A^*_{01}] = \frac{2}{\Delta t} [c_{m\Sigma}] - [R]$.

Расчет активного элемента, который представлен в виде трех стержневых конечных элементов, в общем виде, представлен в виде матриц (3.49) – для нагрева в области температур T_0 – A_H , A_K – T_1 и охлаждения, (3.50) – для нагрева в области температур A_H – A_K . Теплопроводность стыков в узлах закрепления АЭ моделировалась температурной связью с коэффициентом теплопередачи, определяемым по формуле Шлыкова–Ганина, согласно которой:

$$K_C = \frac{2 \cdot \lambda_C}{h_{cp1} + h_{cp2}} + 2,44 \cdot 10^4 \cdot \frac{P_K \cdot \lambda_M}{3 \cdot \sigma_B} \quad (3.48)$$

где λ_C – коэффициент теплопроводности среды, заполняющей промежутки между микрошероховатостями в зоне контакта; h_{cp1} , h_{cp2} – средние высоты выступов микрошероховатости материалов контактной пары; $\lambda_M = \frac{2\lambda_{M1} \times \lambda_{M2}}{\lambda_{M1} + \lambda_{M2}}$; λ_{M1} , λ_{M2} – коэффициенты теплопроводности материалов контактирующей пары; σ_B –

временное сопротивление наименее пластичного материала из контактирующей пары; p_K – удельное усилие, сжимающее контактирующую пару.

$$\begin{aligned}
 & \begin{bmatrix} 2H_c + \bar{K} & H - \bar{K} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ H_c - \bar{K} & 2H + \bar{K} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 2H + 1 & H - 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & H - 1 & 2H + 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2H + 1 & H - 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & H - 1 & 2H + 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2H + 1 & H - 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & H - 1 & 2H + 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2H + \bar{K} & H_c - \bar{K} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & H - \bar{K} & 2H_c + \bar{K} \end{bmatrix} \times \begin{Bmatrix} T_{m+1}^{(1)} \\ T_{m+1}^{(2)} \\ T_{m+1}^{(3)} \\ T_{m+1}^{(4)} \\ T_{m+1}^{(5)} \\ T_{m+1}^{(6)} \\ T_{m+1}^{(7)} \\ T_{m+1}^{(8)} \\ T_{m+1}^{(9)} \\ T_{m+1}^{(10)} \end{Bmatrix} = \\
 & \begin{bmatrix} 2H_c + \bar{K} & H - \bar{K} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ H_c - \bar{K} & 2H + \bar{K} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 2H + 1 & H - 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & H - 1 & 2H + 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2H + 1 & H - 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & H - 1 & 2H + 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2H + 1 & H - 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & H - 1 & 2H + 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2H + \bar{K} & H_c - \bar{K} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & H - \bar{K} & 2H_c + \bar{K} \end{bmatrix} \times \begin{Bmatrix} T_m^{(1)} \\ T_m^{(2)} \\ T_m^{(3)} \\ T_m^{(4)} \\ T_m^{(5)} \\ T_m^{(6)} \\ T_m^{(7)} \\ T_m^{(8)} \\ T_m^{(9)} \\ T_m^{(10)} \end{Bmatrix} + \\
 & + \frac{L}{F_3 \cdot \lambda} \times (2N_p - \alpha_p T_p pL) \times [0 \ 1 \ 1 \ 1 \ 1 \ 1 \ 1 \ 1 \ 1 \ 0]^T
 \end{aligned} \tag{3.49}$$

$$\begin{aligned}
 & \begin{bmatrix} 2H_c + \bar{K} & H' - \bar{K} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ H_c - \bar{K} & 2H' + \bar{K} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 2H' + 1 & H' - 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & H' - 1 & 2H' + 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2H' + 1 & H' - 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & H' - 1 & 2H' + 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2H' + 1 & H' - 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & H' - 1 & 2H' + 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2H' + \bar{K} & H_c - \bar{K} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & H' - \bar{K} & 2H_c + \bar{K} \end{bmatrix} \times \begin{Bmatrix} T_{m+1}^{(1)} \\ T_{m+1}^{(2)} \\ T_{m+1}^{(3)} \\ T_{m+1}^{(4)} \\ T_{m+1}^{(5)} \\ T_{m+1}^{(6)} \\ T_{m+1}^{(7)} \\ T_{m+1}^{(8)} \\ T_{m+1}^{(9)} \\ T_{m+1}^{(10)} \end{Bmatrix} = \\
 & \begin{bmatrix} 2H_c + \bar{K} & H' - \bar{K} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ H_c - \bar{K} & 2H' + \bar{K} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 2H' + 1 & H' - 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & H' - 1 & 2H' + 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2H' + 1 & H' - 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & H' - 1 & 2H' + 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2H' + 1 & H' - 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & H' - 1 & 2H' + 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2H' + \bar{K} & H_c - \bar{K} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & H' - \bar{K} & 2H_c + \bar{K} \end{bmatrix} \times \begin{Bmatrix} T_m^{(1)} \\ T_m^{(2)} \\ T_m^{(3)} \\ T_m^{(4)} \\ T_m^{(5)} \\ T_m^{(6)} \\ T_m^{(7)} \\ T_m^{(8)} \\ T_m^{(9)} \\ T_m^{(10)} \end{Bmatrix} + \\
 & + \frac{L}{F_3 \cdot \lambda} \times (2N_p - \alpha_p T_p pL) \times [0 \ 1 \ 1 \ 1 \ 1 \ 1 \ 1 \ 1 \ 1 \ 0]^T
 \end{aligned} \tag{3.50}$$

$$\text{где } H = \frac{c_m \cdot \gamma \cdot L^2}{3 \cdot \Delta t \cdot \lambda}; H_c = \frac{c_{m_c} \cdot \gamma_c \cdot L_c \cdot F_c}{3 \cdot \Delta t \cdot \lambda_c \cdot F_3}; \bar{K} = 1 + K_c \cdot \frac{F_c \cdot L}{F_3 \cdot \lambda}; H' = \frac{c_m'' \cdot \gamma \cdot L^2}{3 \cdot \Delta t \cdot \lambda};$$

C_{m_c} – теплоемкость узла стыка, λ_c – теплопроводность узла стыка, γ_c – удельная плотность узла стыка; F_c – площадь сечения стыка; L_c – длина элемента стыка.

Другой способ определения температурного поля основывается на применении специальных систем автоматизированного проектирования (САПР) таких как SolidWorks Flow Simulation. В подобных программах существует возможность задавать параметры исследуемого материала (в частности теплоемкость) с учетом температуры. В результате можно получить диаграмму $T(t)$ на всем участке нагрева и охлаждения для любого типа АЭ и в любой его точке.

На рисунке 3.4. показаны зависимости $T(t)$ при охлаждении АЭ в виде проволоки диаметром 0,6 мм и рабочей длиной 200 мм. Сплошной линией представлены экспериментальные значения, пунктирной – значения, полученные по результатам расчетов в системе SolidWorks Flow Simulation. Исходные данные и результаты экспериментов изложены в 4 главе.

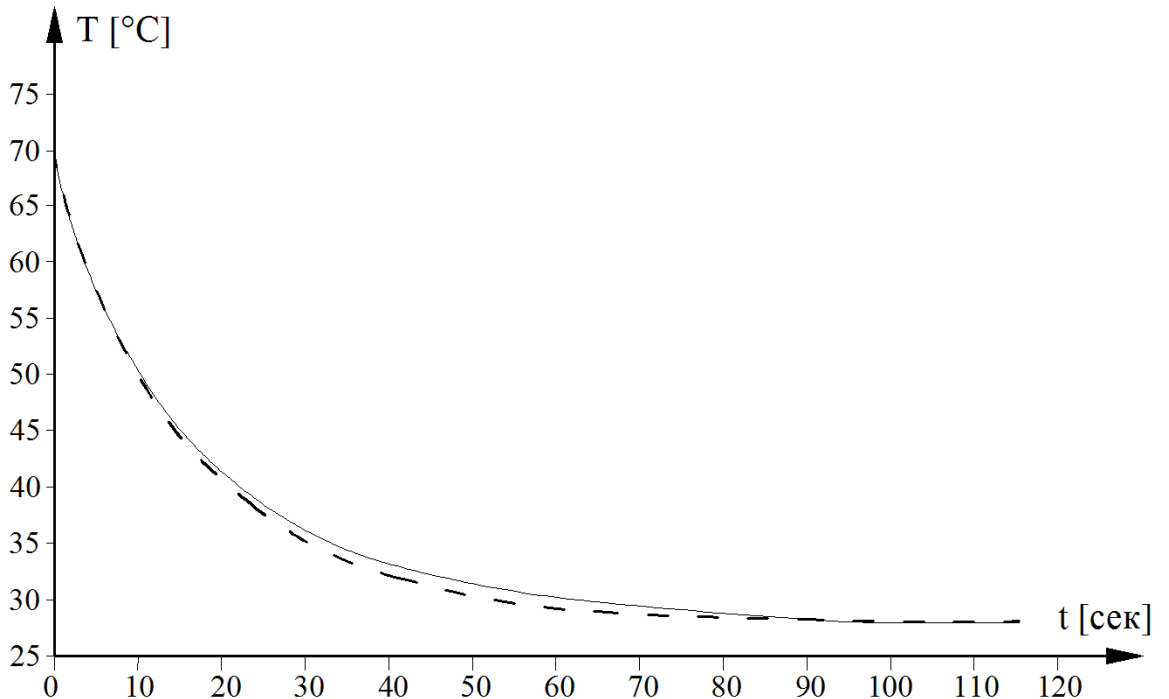


Рис. 3.4. График охлаждения образца без нагрузки.

Сплошная линия – экспериментальные значения.

Пунктирная линия – расчетные значения

Из графика видно, что погрешность составляет не более 3 %, что приемлемо для инженерных расчетов, в частности для быстрых оценочных расчетов по определению температурного поля АЭ.

3.3. Расчет напряжённно–деформированного состояния АЭ

Под рабочими характеристиками АЭ понимаются зависимости, дающие представление об изменении во времени физико–механических свойств элемента – напряжения, температуры, деформации. Указанные зависимости могут быть представлены в аналитической, табличной или графической форме. Также к рабочим характеристикам АЭ относится его рабочий ход.

Для сплавов с памятью характерна нелинейность механических и термомеханических характеристик, так для сплавов системы Ni–Ti справедливы соотношения [12]:

$$\begin{aligned}\sigma &= E(\varepsilon_{\text{исх}} - \varepsilon_{\text{вс}})^m \\ \tau &= G(\gamma_{\text{исх}} - \gamma_{\text{вс}})^m,\end{aligned}\tag{3.51}$$

где $\gamma = \varepsilon\sqrt{3}$ – деформация сдвига.

Последовательность вычислений рабочих характеристик представлена в схематическом виде на рис.3.5.

Ниже приводятся основные формулы, используемые при определении рабочих характеристик прямолинейного АЭ при различных типах деформации [39].

Продольная деформация. Определение рабочего хода АЭ:

$$\varepsilon_p = L \left(\varepsilon_{\text{исх}} - \left(\frac{\sigma_{\text{вс}}}{E} \right)^{\frac{1}{m}} \right)\tag{3.52}$$

Определение характеристики $\sigma=f(\varepsilon)$:

$$\sigma = E(m) \cdot (\varepsilon_{\text{исх}} - \varepsilon_j)^m\tag{3.53}$$

где ε_j – расчётная деформация.

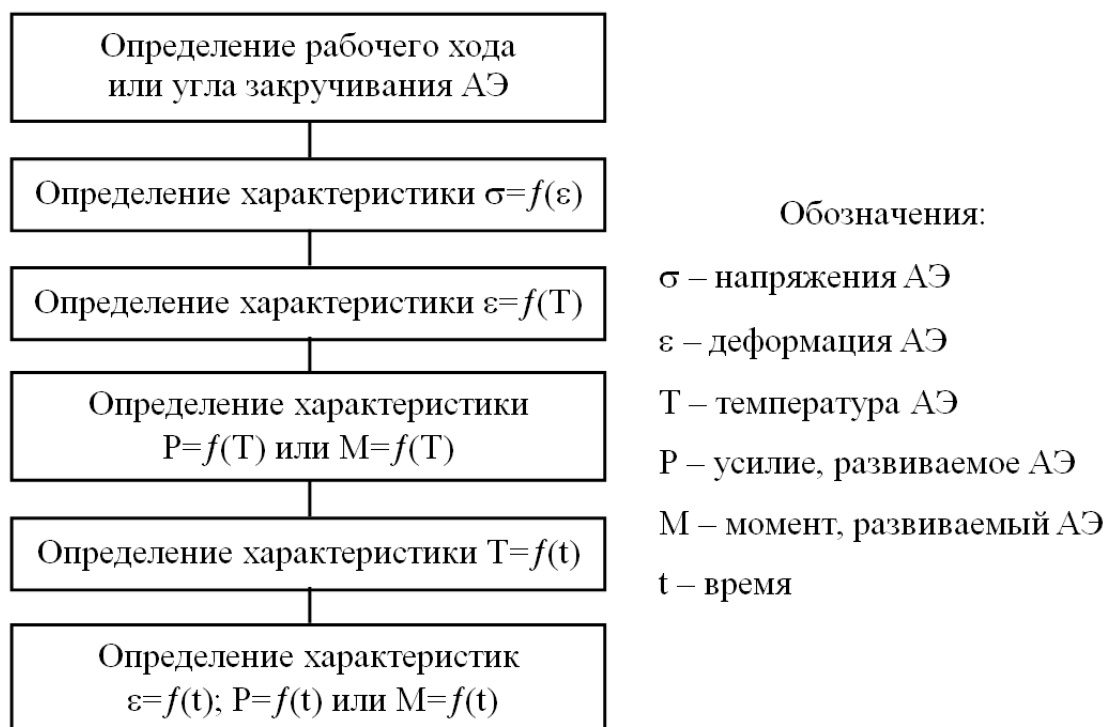


Рис. 3.5. Схема расчета характеристик АЭ

При деформировании материала в мартенситной фазе используется механическая характеристика сплава аналогичная (3.61), но с другими значениями E и m .

Определение характеристики $\varepsilon=f(T)$:

$$\varepsilon = \frac{T - A_n}{A_k - A_n} \varepsilon_p \quad (3.54)$$

где A_n , A_k – соответственно температуры начала и окончания аустенитных превращений при расчётной нагрузке $\sigma(\varepsilon)$:

$$\begin{aligned} A_n &= A_{n0} + \alpha_n \sigma(\varepsilon) \\ A_k &= A_{k0} + \alpha_k \sigma(\varepsilon), \end{aligned} \quad (3.55)$$

где A_{n0} , A_{k0} – соответственно температуры начала и окончания аустенитного превращения при нулевой нагрузке для данного сплава, α_n , α_k – соответственно температурные коэффициенты начала и окончания аустенитного превращения для данного сплава.

Определение характеристики $P=f(T)$:

$$P = FE(m) \left(\varepsilon_{исх} - \varepsilon_p \frac{T - A_n}{A_k - A_n} \right)^m \quad (3.56)$$

Определение характеристики $T=f(t)$ связано с моделированием теплового режима АЭ, который, в свою очередь, зависит от принципа работы и схемы ЭУ, содержащего элемент. Поэтому, в настоящем разделе целесообразно ограничиться рассмотрением базовых положений методики теплового расчёта АЭ. Предполагается, что потери, связанные излучением и теплопроводностью незначительны по сравнению с величиной аккумулируемого АЭ тепла, и, как следствие, не учитываются. Тогда уравнение теплового баланса, которое в зависимости от нагрева или охлаждения АЭ выглядит следующим образом:

$$Q_K = \left[\underbrace{Q_{ак}}_{(1),(3)} + \underbrace{Q_{МК} + Q_{МП}}_{(2)} + 2 \cdot \underbrace{Q_K}_{(4)} \right] \quad (3.57)$$

Цикл работы АЭ условно можно разделить на четыре этапа:

- (1). Нагрев АЭ в интервале температур $T_0 - A_H, j=1$.
- (2). Нагрев АЭ в интервале температур $A_H - A_K$. АЭ совершает механическую работу, $j=2$.
- (3). Нагрев АЭ в интервале температур $A_K - T_1, j=3$.
- (4). Охлаждение АЭ в интервале температур $T_1 - T_0, j=4$.

где Q_K – тепло передаваемое от среды нагрева (жидкости) к АЭ (или наоборот) в результате конвекции за единицу времени Δt [Дж]:

$$Q_K = \alpha \cdot \Delta t \cdot \Delta T_{cj} \cdot F, \quad (3.58)$$

где ΔT_{cj} – перегрев АЭ относительно температуры среды нагрева T_1 или среды охлаждения T_0 :

$$\Delta T_{cj} = |T_i - T_c| \quad (3.59)$$

F – площадь поперечного сечения АЭ:

$$F = \pi R^2; \quad (3.60)$$

$Q_{ак}$ – тепловая энергия, аккумулируемая АЭ [Дж]:

$$Q_{ак} = c_m \cdot M \cdot \Delta T_j \quad (3.61)$$

где M – масса АЭ [кг]; c_m – теплоемкость СП [Дж/кг °С]; ΔT_j – перепад температур на поверхности АЭ в процессе его нагрева (охлаждения), соответствующего участка [°С]:

$$\Delta T_j = T_i - T_{i-1}, \quad (3.62)$$

$Q_{МК}$ – тепловая энергия мартенситных превращений [Дж]:

$$Q_{МК} = c_{mk} \cdot M \cdot \Delta T_j \quad (3.63)$$

где c_{mk} – коэффициент, учитывающий затраты энергии на обратные мартенситные превращения [Дж/кг °С]; $N_{МК}$ – мощность мартенситных превращений [Вт].

Q_P – тепловая энергия, которая идет на совершение механической работы [Дж]:

$$Q_P = c_{m\sigma} \cdot M \cdot \Delta T_j \quad (3.64)$$

где $c_{m\sigma}$ – коэффициент, учитывающий затраты энергии необходимые для совершения механической работы [Дж/кг °С]; N_P – мощность, затрачиваемая на совершение механической работы [Вт].

После подстановки:

$$\alpha \cdot \Delta t \cdot \Delta T_{c_j} \cdot F = \frac{\left[\frac{c_m \cdot M \cdot \Delta T_j}{(1),(3)} \right] \left[(c_{mk} + c_{mp}) \cdot M \cdot \Delta T_2 \right] + 2 \cdot \alpha \cdot \Delta t \cdot \Delta T_{c_j} \cdot F}{(4)} \quad (3.65)$$

На первом этапе происходит нагрев АЭ от температуры среды T_0 до температуры начала аустенитных превращений A_H , характеризуется тем, что элемент не совершает работы. И, соответственно, уравнение теплового баланса:

$$\alpha \cdot \Delta t \cdot (T_i - T_1) \cdot F = c_m \cdot M \cdot (T_i - T_{i-1}) \quad (3.66)$$

Определение характеристики $T=f(t)$ на участке $T_0 - A_H$:

$$T_i = \frac{\alpha \cdot \Delta t \cdot T_1 - c_m \cdot M \cdot T_{i-1}}{\alpha \cdot \Delta t - c_m \cdot M} \quad (3.67)$$

На втором этапе, когда АЭ претерпевает аустенитные превращения в интервале температур $A_H - A_K$, уравнение теплового баланса имеет вид:

$$\alpha \cdot \Delta t \cdot (T_i - T_1) \cdot F = c_m'' \cdot M \cdot (T_i - T_{i-1}) \quad (3.68)$$

где c_m'' определяется по выражению (3.30).

Определение характеристики $T=f(t)$ на участке $A_H - A_K$:

$$T_i = \frac{\alpha \cdot \Delta t \cdot T_1 - c_m'' \cdot M \cdot T_{i-1}}{\alpha \cdot \Delta t - c_m \cdot M} \quad (3.69)$$

Мощность элемента N_3 вычисляется по формуле:

$$N_3 = P(T) \frac{dL}{dt}, \quad (3.70)$$

где L – текущая длина АЭ, определяемая по формуле:

$$L_i = L_{исх}(1 + \varepsilon_i). \quad (3.71)$$

Для проведения итерационных вычислений выражение (3.70)

преобразуется:

$$N_3(\Delta t) = \frac{1}{2} \cdot \frac{[P(T_i) - P(T_{i-1})](\varepsilon_i - \varepsilon_{i-1})L_{исх}}{\Delta t} \quad (3.72)$$

где $\Delta t = t_i - t_{i-1}$.

На третьем этапе нагрев аналогичен этапу нагрева первого этапа, поэтому зависимость $T=f(t)$ на участке $A_K - T_1$ выражается (3.67).

На четвертом этапе происходит охлаждение АЭ в интервале температур $T_1 - T_0$. В этом случае уравнение (3.65) имеет вид:

$$0 = c_m \cdot M \cdot (T_i - T_{i-1}) + \alpha \cdot \Delta t \cdot (T_i - T_1) \cdot F \quad (3.73)$$

Характеристика $T=f(t)$ на участке $T_1 - T_0$:

$$T_i = \frac{\alpha \cdot \Delta t \cdot T_1 + c_m \cdot M \cdot T_{i-1}}{\alpha \cdot \Delta t + c_m \cdot M} \quad (3.74)$$

Проведение вычислений согласно выражениям (3.67), (3.69) и (3.74) позволяет определить характеристику $T=f(t)$.

В дальнейшем, исходя из известных характеристик $P=f(T)$, $\varepsilon=f(T)$, $\sigma=f(\varepsilon)$, можно получить зависимости усилий АЭ $P=f(t)$, его деформации $\varepsilon=f(t)$ и напряжения от времени $\sigma=f(t)$.

Кручение. Определение рабочего угла закручивания АЭ:

$$\gamma_p = \frac{L}{R} (\gamma_{исх} - \gamma_{вс}) \quad (3.75)$$

Определение характеристики $\tau=f(\gamma)$:

$$\tau = G(m) \cdot (\gamma_{исх} - \gamma_j)^m \quad (3.76)$$

где γ_j – расчётная деформация кручения,

$\gamma = \varepsilon \cdot \sqrt{3}$ – деформация сдвига;

$\tau = \frac{\sigma}{\sqrt{3}}$ – касательное напряжение;

$G = \frac{E}{3}$ – модуль упругости при сдвиге.

Определение характеристики $\gamma = f(T)$:

$$\gamma = \frac{T - A_H}{A_K - A_H} \gamma_p \quad (3.77)$$

Определение характеристики $M = f(T)$:

$$M_{кр} = \frac{I_{кр}^* G(m)}{R^m} \left(\gamma_{исх} - \gamma_p \frac{T - A_H}{A_K - A_H} \right)^m \quad (3.78)$$

Момент инерции сечения АЭ вычисляется с учетом нелинейности упругой характеристики материала.

Момент инерции сечения стержня круглого сечения радиусом R:

$$I_{кр}^* = \frac{2\pi}{m+3} R^{m+3} \quad (3.79)$$

Полый стержень круглого сечения с внешним радиусом R и отношением внутреннего радиуса к внешнему k :

$$I_{кр}^* = 2\pi \frac{R^{m+3}}{m+3} (1 - k^{m+3}). \quad (3.80)$$

Определение характеристики $T = f(t)$ производится по методу для продольной деформации.

На втором нагреве $A_H - A_K$ мощность элемента при кручении определяется:

$$N_s = M(\gamma) \frac{d\gamma}{dt} \quad (3.81)$$

Аналогично (3.72) можно преобразовать (3.79):

$$N_s(\Delta t) = \frac{1}{2} \cdot \frac{[M(T_j) - M(T_{j-1})](\gamma_j - \gamma_{j-1})}{\Delta t}. \quad (3.82)$$

Исходя из найденных зависимостей можно выявить характеристики $M=f(t)$, $\gamma=f(t)$, $\tau=f(t)$.

Изгиб. Определение угла поворота свободного конца АЭ, соответствующего его рабочему ходу АЭ:

$$\varphi_p = (\varepsilon_{исх} - \varepsilon_{вс}) \frac{L}{y_{max}} \quad (3.83)$$

где y_{max} – координата наиболее удалённой от нейтральной линии точки сечения.

Зависимость текущего угла поворота свободного конца АЭ от деформации:

$$\varphi = (\varepsilon_{исх} - \varepsilon) \frac{L}{y_{max}} \quad (3.84)$$

Определение характеристик $\sigma=f(\varepsilon)$ и $\varepsilon=f(T)$ производится соответственно по формулам (3.53) и (3.54).

Определение характеристики $M=f(T)$:

$$M_{изг} = \frac{I_x^* G(m)}{y_{max}^m} \left(\varepsilon_{исх} - \varepsilon_p \frac{T - A_H}{A_K - A_H} \right)^m \quad (3.85)$$

Момент инерции прямоугольного сечения АЭ, с учетом нелинейности упругой характеристики материала:

$$I_x^* = \frac{bh^{m+2}}{(m+2) \cdot 2^{m+1}} \quad (3.86)$$

Расчёт характеристики $T=f(t)$ производится по методу для продольной деформации.

На втором этапе нагрева $A_H - A_K$, когда АЭ совершает механическую работу, его мощность описывается следующей формулой:

$$N_s = M(\varepsilon) \frac{d\varphi}{dt} \quad (3.87)$$

где φ – текущий угол поворота свободного конца АЭ.

После преобразований с учётом (3.84) выражение (3.87) имеет вид:

$$N_s(\Delta t) = \frac{L}{2y_{max}} \cdot \frac{[M(T_j) - M(T_{j-1})](\varepsilon_j - \varepsilon_{j-1})}{\Delta t} \quad (3.88)$$

Зная зависимость $T=f(t)$, несложно выявить характеристики $M=f(t)$, $\varphi=f(t)$, $\varepsilon=f(t)$.

3.4. Оценка энергоэффективности АЭ

Выбранный тип АЭ предлагается оценивать на основании критерия энергоёмкости. Этот критерий показывает наиболее полное использование термомеханического потенциала заложенного в АЭ [16, 17, 18].

Энергоёмкость позволяет одновременно оценить динамические и тепловые свойства АЭ, а так же дает представление о возможных способах улучшения АЭ.

Количественное значение энергоёмкости СП определяется как отношение производимой им работы при термоциклировании к плотности материала (2.2).

Энергоёмкость активного элемента определяется по следующей формуле (2.4).

Анализ структуры выражения (2.5) позволяет сделать два вывода. Во-первых, очевидно, что значения коэффициента энергоёмкости $k_{АЭ}$ лежат на отрезке (0;1), причём чем больше коэффициент, тем выше эффективность использования АЭ.

Во-вторых, подынтегральное выражение является функцией от координат, и температуры, которая, в свою очередь, зависит от времени, и, как следствие, вычисления по формуле (2.5) весьма затруднены. Относительно простые решения возможны лишь в некоторых частных случаях, когда АЭ имеет несложную конфигурацию, а его тепловое поле приближается к однородному.

Таким образом, с точки зрения инженерной практики, возникает необходимость упрощения математического аппарата для расчёта коэффициента $k_{АЭ}$. С этой целью, выражение (2.5) можно преобразовать:

$$k_{АЭ} = \frac{\iiint_V N(x, y, z) T(x, y, z) dx dy dz}{N_{max} T_{max} V} \quad (3.89)$$

где $N(x,y,z)$ – распределение напряжений σ, τ по объёму АЭ в зависимости от вида деформации элемента; $T(x,y,z)$ – температурное поле АЭ.

В первом приближении целесообразно будет рассмотреть влияние динамических и тепловых факторов на величину энергоёмкости АЭ по отдельности. Для этого согласно (3.89) можно представить процесс расчёта коэффициента энергоёмкости АЭ, как решение двух самостоятельных задач по определению, соответственно, поля напряжений и температурного поля в АЭ.

Напряженно–деформированное состояние АЭ. Для оптимизации АЭ по критерию энергоёмкости должно выполняться условие:

$$k_{аэ}^N = \frac{\int N(V)dV}{N_{max} V} \rightarrow \max \quad (3.90)$$

где $N(V)$ – распределение напряжений σ, τ по объёму АЭ; N_{max} – максимальное значение напряжения σ, τ .

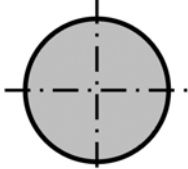
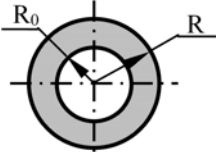
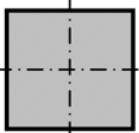
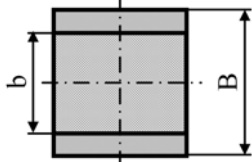
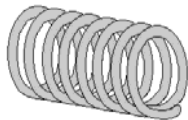
Наилучшим вариантом с этих позиций является продольная деформация АЭ, когда величина напряжений одинакова по всему объёму активного элемента, а левая часть выражения (3.90) достигает максимума и равняется 1. При других видах деформации АЭ отношение из выражения (3.90) меньше единицы, а его максимально значение будет определяться рациональным выбором формы поперечного сечения активного элемента. При этом налагается ряд ограничений:

– распределение напряжений по сечению непосредственно зависит от вида деформации;

– сказывается влияние технологического фактора, заключающееся в небольшой номенклатуре видов сортамента. Поэтому разработчику приходится выбирать форму поперечного сечения АЭ из числа возможных, что не всегда совпадает с оптимальными вариантами, выявленными аналитическим путём.

Влияние формы поперечного сечения на величину коэффициента $k_{АЭ}^N$ можно оценить, если предположить, что температура в каждой точке АЭ одинакова. При этом условия значения или выражения для определения $k_{АЭ}^N$ для некоторых вариантов АЭ приведены в табл. 3.3.

Таблица. 3.3. Коэффициент $k_{AЭ}^N$

Форма и тип сечения АЭ	Вид деформации			
	Растяжение–сжатие	Кручение	Изгиб	Сложная деформация
Прямой стержень 	1	0,75	0,72	–
Трубка круглого сечения  $k = \frac{R_0}{R}$	1	(0,75; 1) $k_{AЭ}^N = f(k)$ (см. рис. 3.6)	(0,72; 0,85) $k_{AЭ}^N = f(k)$ (см. рис. 3.6)	–
Прямой стержень 	1	Нет информации	0,75	–
Прямой стержень  $k = \frac{b}{B}$	1	Нет информации	(0,75; 1) $k_{AЭ}^N = f(k)$	–
Витая цилиндрическая пружина 	–	–	–	$k = \sqrt{k_\sigma^2 + (n \cdot k_\tau)^2}$, где $n = \frac{\tau_{\max}}{\sigma_{\max}}$

Таким образом, для различных простых видов деформации АЭ можно подобрать оптимальные, с точки зрения распределения напряжений и, соответственно, энергоёмкости, формы поперечного сечения элемента:

- Растяжение–сжатие: стержень с любой формой поперечного сечения, из числа возможных вариантов, (наиболее благоприятный вариант работы АЭ);
- Кручение: труба круглого сечения, $k_{АЭ}^N$ – более 0,75;
- Изгиб: стержень прямоугольного сечения, $k_{АЭ}^N$ – 0,75. Труба круглого сечения, $k_{АЭ}^N$ – более 0,72.

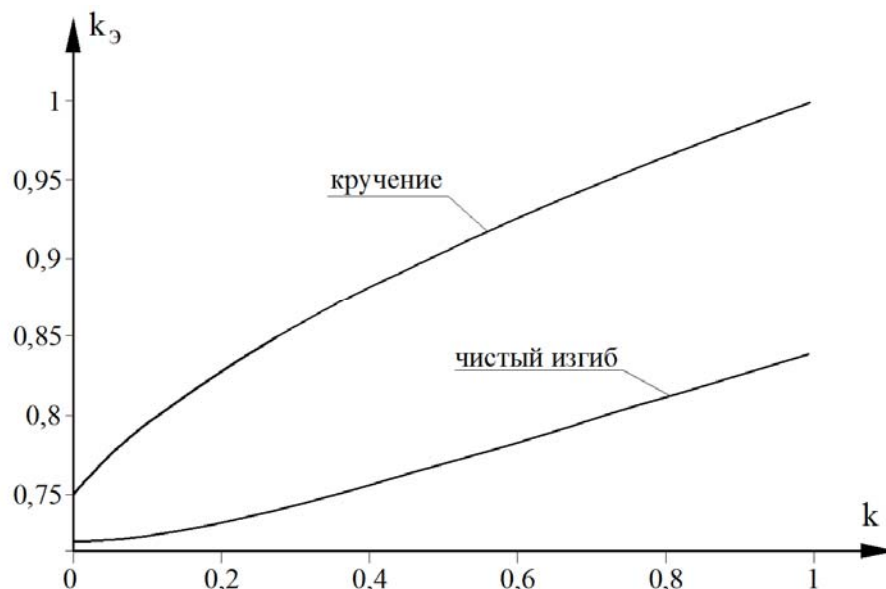


Рис. 3.6. Энергоёмкость полого АЭ круглого сечения с отношением внутреннего и внешнего радиусов k

Сложная деформация АЭ представляет собой сочетание нескольких видов деформации, и поэтому является наиболее общим и затруднительным случаем с позиций вычисления коэффициента энергоёмкости АЭ.

Температурное поле. Для оценки влияния теплового фактора на энергоёмкость АЭ определяется температурное поле активного элемента $T(V)$. Условие оптимизации АЭ по критерию энергоёмкости имеет следующий вид:

$$k_{аз}^T = \frac{\int T(V)dV}{T_{max} V} \rightarrow \max \quad (3.91)$$

где $T(V)$ – температурное поле активного элемента в рассматриваемый момент времени АЭ; T_{max} – максимум температуры в АЭ в рассматриваемый момент времени t , не превышающий значение A_K .

В отличие от случаев распределения напряжений, достичь однородности температурного поля не представляется возможным.

Тепловое поле АЭ и, соответственно, методика его определения непосредственно зависит от геометрии элемента и способа его нагрева. Методика представлена в разделе 3.2.

На рис. 3.7 представлены результаты расчёта $T = f(t)$ для активных элементов различного диаметра. Анализ данного графика показывает, что с увеличением площади поперечного сечения АЭ уменьшается скорость нагрева элемента.

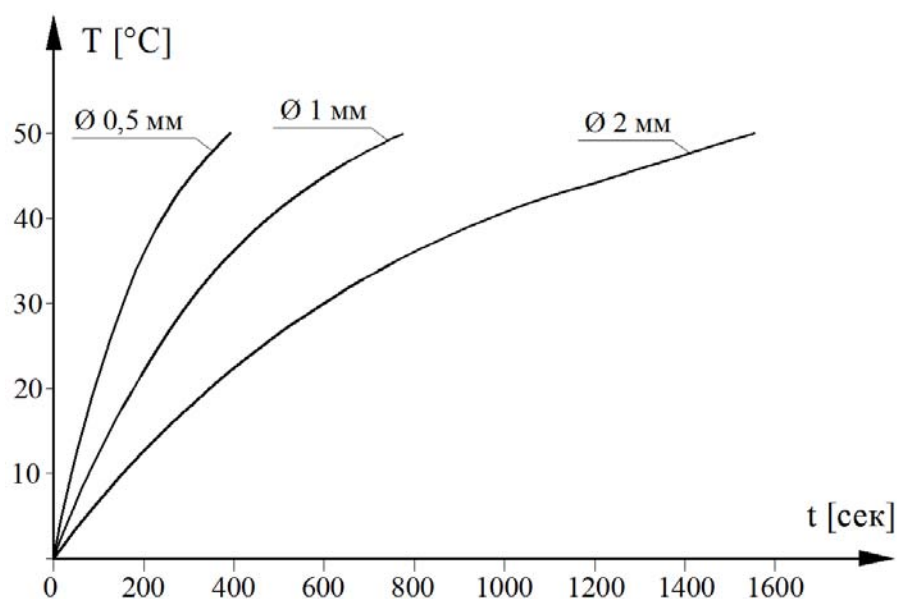


Рис. 3.7. Скорость нагрева цилиндрических АЭ различного диаметра

Зная функцию $T = f(t)$, можно определить величину удельного энергопотребления или удельной энергоотдачи при конвективном теплообмене АЭ:

$$W_{\text{уд}} = \alpha \Delta T_c k_g t \quad (3.92)$$

где k_g – геометрический параметр АЭ, вычисляемый по формуле:

$$k_g = \frac{p}{F} \quad (3.93)$$

где p , F – периметр и площадь сечения соответственно.

Если сравнивать активные элементы, имеющие одинаковую площадь поперечного сечения, но изготовленные из разных видов сортамента, – круглого и прямоугольного, – то с позиций повышения быстродействия ПУ (за счёт сокращения времени, затрачиваемого на нагрев и охлаждение АЭ)

предпочтителен выбор активного элемента прямоугольного сечения, у которого параметр k_g будет больше, нежели у АЭ круглого сечения (рис.3.8.).

Напротив, если важно понизить интенсивность конвективного теплообмена, например, для уменьшения энергетических потерь при электрическом нагреве АЭ, целесообразен выбор активного круглого сечения.

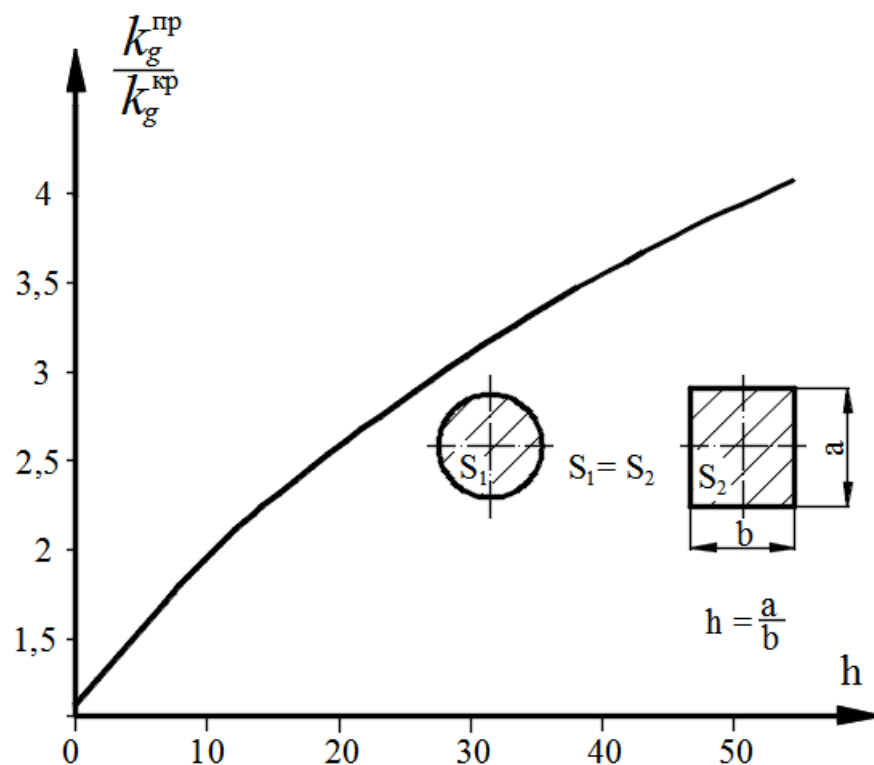


Рис. 3.8. Соотношение геометрических параметров k_g активных элементов прямоугольного и круглого поперечных сечений

Применительно к АЭ цилиндрической формы формулу (3.92) можно преобразовать к следующему виду:

$$W_{уд} = \frac{2\alpha\Delta T_c}{R} t. \quad (3.94)$$

Зная температуру на границе сечения, можно определить температурное поле в самом сечении АЭ. В этом случае важным является невысокая скорость нагрева активного элемента (в примере, отражённом на рис. 3.7 средняя скорость нагрева АЭ не превышает 0,13 град/с), что позволяет считать активацию элемента стационарным процессом.

Согласно принятым условностям уравнение теплопроводности (3.31) преобразуется к следующему виду:

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(\lambda r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + j_k = 0 \quad (3.95)$$

где j_k – конвекционный поток, попадающий в АЭ:

$$j_k = \frac{\alpha(T_n - T_c)}{2\pi R} \quad (3.96)$$

где T_n – температура на поверхности АЭ.

Уравнение теплового поля в данном сечении АЭ находится посредством интегрирования выражения (3.95) с учётом граничных условий и (3.96):

$$T(r) = T_n - \frac{\alpha}{6\pi R \lambda} (T_c - T_n) (R^2 - r^2). \quad (3.97)$$

Учитывая формулу (3.97) можно определить максимальный перепад температур $\Delta T_{сеч}$ в поперечном сечении активного элемента, который будет наблюдаться в начальный момент времени (при максимальном значении ΔT_{nc}) в центре сечения АЭ ($r=0$):

$$\Delta T_{сеч} = \frac{\alpha R}{6\pi \lambda} \Delta T_{nc} \quad (3.98)$$

где $\Delta T_{сеч} = T_n - T(0)$, $\Delta T_{nc} = T_c - T_n$.

На рис.3.9. проиллюстрирована зависимость максимального перепада температур в поперечном сечении АЭ от размеров сечения элемента, а также величины ΔT_{nc} .

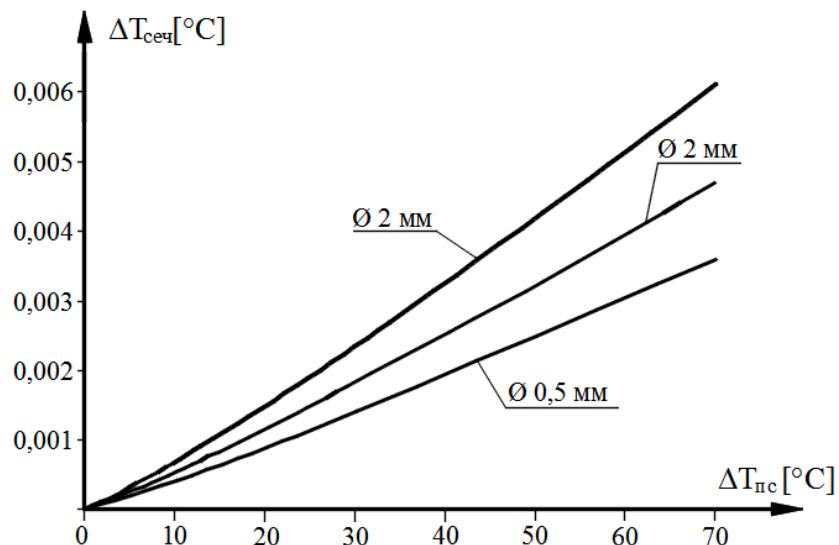


Рис. 3.9. Зависимость максимального перепада температур в поперечном сечении АЭ от разницы температур рабочей среды и поверхности элемента

Анализ данного графика показывает, что с увеличением радиуса АЭ и ΔT_{nc} значение $\Delta T_{сеч}$ растёт, и, согласно предварительным расчётам, при больших размерах сечения АЭ (диаметр более 1 см) перепад температур в сечении АЭ может достигать нескольких градусов. В свою очередь, с повышением перепада температур будет уменьшаться значение коэффициента энергоёмкости активного элемента $k_{АЭ}$. Причём в этом случае значение $k_{АЭ}$ будет тем меньше, чем уже интервал аустенитного превращения материала, из которого выполнен АЭ.

Для АЭ с поперечными размерами не более 2 мм, перепад температур по сечению не превышает сотой доли градуса, что позволяет считать температурное поле в поперечном сечении активного элемента однородным. Основной же причиной понижения коэффициента $k_{АЭ}^m$ является различие условий теплообмена по длине АЭ, возникающее ввиду наличия узлов крепления активного элемента к различным частям ПУ. При этом определение теплового поля в АЭ переходит в разряд двумерных нестационарных задач.

Величина теплового потока, подводимого к АЭ, и, соответственно, скорость активации элемента прямо зависит от величины площади бокового сечения АЭ. Напротив, увеличение объёма АЭ приводит к снижению быстродействия элемента и увеличению его энергопотребления. Поэтому в процессе определения рациональной формы поперечного сечения АЭ при его конвекционном нагреве удобно пользоваться критерием (3.96).

Наименьшим значением критерия k_g обладает именно круглое сечение, являясь наихудшим вариантом с позиций оптимизации АЭ по энергоёмкости в части температурного распределения. Наиболее хорошим считается та разновидность сечения активного элемента, при которой k_g будет достигать максимального величины. Впрочем, при этом надо иметь в виду, что из-за технологических особенностей производства сплавов с памятью и полуфабрикатов из них, номенклатура сортамента ограничена. Поэтому предпочтительным представляется выбор АЭ с прямоугольным поперечным сечением.

Выводы по 3 главе

1. На основе результатов экспериментальных исследований разработана методика расчета энергетических затрат на мартенситные превращения в интервале температур A_H-A_K .

2. На основе результатов экспериментов разработана методика расчета энергетических затрат на преобразование тепловой энергии в механическую работу в интервале температур A_H-A_K . Полученный метод позволяет определить распределение температурного поля для любого вида напряжённо-деформированного состояния.

3. Показаны возможные методы расчета для определения температурного поля АЭ при нагреве и охлаждении. В частности, при расчетах простых форм АЭ можно использовать аналитические методы, такие как метод Фурье, для более сложных форм АЭ используются численные методы расчета. Для предварительных расчетов целесообразно пользоваться существующими САПР.

4. Приведены основные формулы, используемые для определения напряжённо-деформированного состояния для продольной деформации, кручения и изгиба с учетом нелинейности механических и термомеханических характеристик СП.

5. Процесс оптимизации активного элемента по критерию энергоёмкости предполагает рациональный выбор геометрии сечения АЭ в соответствии с реализуемым распределением напряжений и снижение неравномерности прогрева в поперечных сечениях элемента при активации элемента. В общем случае при разработке конструкции АЭ следует учитывать следующие факторы:

– номенклатура видов сортамента ограничена АЭ круглого и прямоугольного сечения;

- в целях недопущения значительного перепада температуры по сечению одномерного АЭ, размеры сечения не должны превышать 2 мм;
- для повышения быстродействия АЭ рекомендуется выбирать элемент прямоугольной формы, характеризующийся наибольшим значением коэффициента k_g и обеспечивающий наиболее высокую интенсивность теплообмена при конвекционном нагреве и охлаждении;
- с позиций оптимизации распределения напряжений в зависимости от вида деформации целесообразно выбирать следующие типы АЭ:
 - продольная деформация: стержень с любой формой поперечного сечения, из числа возможных вариантов, (наиболее благоприятный вариант работы АЭ);
 - кручение: труба круглого сечения, $k_{АЭ}^N$ – более 0,75;
 - изгиб: стержень прямоугольного сечения, $k_{АЭ}^N$ – 0,75. Труба круглого сечения, $k_{АЭ}^N$ – более 0,72.

Глава 4. Экспериментальные исследования

Экспериментальная часть состояла из четырех экспериментов.

В первом эксперименте предложен вариант подготовки образца к работе в составе ЭУ, для обеспечения стабильности механических характеристик.

Во втором эксперименте определялась максимальная нагрузка, при которой коэффициент восстановления деформации равнялся единице.

Третий эксперимент проводился для подтверждения гипотезы о том, что в интервале температур аустенитных превращений тепловая энергия дополнительно расходуется на мартенситные превращения, что выражается в более пологом графике зависимости температуры нагрева от времени на участке A_H-A_K .

В четвертом эксперименте подтверждалась гипотеза о том, что в интервале температур аустенитных превращений тепловая энергия дополнительно расходуется на совершение механической работы.

Исследуемые образцы. Измерения производились на образцах из сплава ВСП-1 в форме проволоки диаметром 0,6 мм и рабочей длиной 200 мм и 300 мм. Нагружение образцов осуществлялось тарированными грузами. Нагрев осуществлялся путем пропускания через образец электрического тока, охлаждение – естественной конвекцией.

Предварительно образцы подвергались тепловой обработке (отжигу) в вакууме (10^{-4} мм рт. ст.). Термообработка образца совмещалась с процедурой запоминания прямолинейной формы и состояла в выдержке в прямолинейном состоянии при температуре 450°C , в течение 45 минут с последующем охлаждением вместе с печью до 100°C , охлаждение до комнатной температуры осуществлялось на воздухе.

Свойства исследуемого сплава и характеристики образцов приведены в таблице 4.1.

Таблица 4.1. Свойства сплава и характеристики образца

Свойства сплава	
Марка сплава	ВСП–1
Плотность ρ [кг/м ³]	6450
Теплоемкость c_m [$\frac{Дж}{кг \cdot ^\circ C}$]	450
Модуль упругости в мартенситном состоянии E [МПа]	1800
Удельное электрическое сопротивление ρ_{Ω} [Ом·м]	$1,2 \cdot 10^{-6}$
Характеристики образца	
Тип образца	проволока
Рабочая длина L [м]	0,2; 0,3
Диаметр d [м]	0,0006
Площадь поперечного сечения F [м ²]	$2,8 \cdot 10^{-7}$
Площадь поверхности $F_{пов}$ [м ²]	$3,7 \cdot 10^{-4}$
Масса M [кг]	0,00036

Экспериментальное оборудование и оснастка. Опыты проводились на экспериментальной установке, схема которой показана на рис. 4.1. Образец крепится к неподвижной опоре 12. Активный элемент нагружается грузом 8 через блок 9 и вспомогательный трос 7. Вес груза определялся взвешиванием на электронных весах с точностью ± 1 гр. Для измерения деформаций использовалась измерительная шкала (точность $\pm 0,5$ мм).

Схема подключения образца к источнику тока показана на рис. 4.1. Для определения затрачиваемой мощности, которая идет на образец, снимались показания с вольтметра (точность $\pm 0,05$ В) и амперметра (точность $\pm 0,05$ А). Мощность, которая затрачивалась на нагрев образца, вычислялась по формуле:

$$N_{AЭ} = J \cdot U_{AЭ} \quad (4.1)$$

где J – сила тока в цепи [А] определялась амперметром с точностью $\pm 0,05$ А, $U_{AЭ}$ – напряжение на образце [В] определялась вольтметром с точностью $\pm 0,05$ В.

Температура образца измерялась с помощью одной или двух термопар, закрепленных на образце с помощью теплопроводной пасты (точность измерения температуры $\pm 1^\circ C$).

Эксперименты снимались на видео, время нагрева и охлаждения образца определялось по видеозаписи с помощью программы обработки видео Vegas Pro 12.0. Точность определения времени $\pm 0,01$ с.

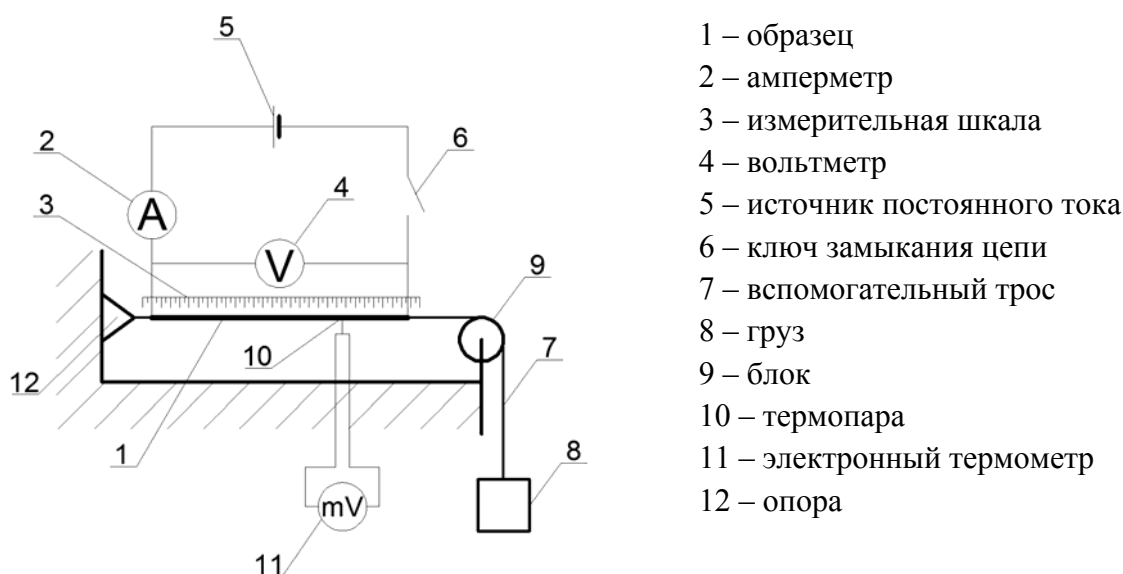


Рис. 4.1. Экспериментальная установка.

Характеристики вспомогательного оборудования приведены в таблице 4.2.

Таблица 4.2. Оснастка и оборудование.

Набор грузов, тары с водой	± 10 гр.
Весы электронные	$\pm 0,001$ гр.
Амперметр	± 0.05 А
Вольтметр	± 0.05 В
Термометр	$\pm 1^\circ\text{C}$
Источник постоянного тока	ТЕС 41 НТР 30 (30 V, 5 A)
Видеокамера	Sony HDR-CX280E
Измерительная шкала	± 1 мм

Эксперимент №1. Исследование термомеханического циклирования сплава

Методика проведения эксперимента:

1. Установка зажимов на образце, через которые подводится электрический ток. Расстояние между зажимами – 0,3 м (l_0).
2. Нагружение образца до достижения деформации в 6%. Замер веса груза, необходимого для достижения этой деформации.
3. Снятие нагрузки. Замер длины образца после снятия нагрузки l_1 .
4. Нагрев образца до температуры A_K . Замер длины нагретого образца l_2 ; расчет величины остаточной деформации $\Delta l = l_2 - l_0$.
5. Охлаждение образца до температуры окружающей среды с одновременным снятием нагрузки. Замер длины охлажденного образца l_3 ;
6. Повторение пунктов 2–5 до достижения стабильных характеристик.

Результаты эксперимента приведены в протоколе испытаний №11.

«20» марта 2014 г.

ПРОТОКОЛ ИСПЫТАНИЙ №11

Результаты измерений

№ п/п	Вес, необходимый для удлинения образца на 6 % P [Н]	Длина образца после снятия нагрузки l_1 [мм]	Длина нагретого образца l_2 [мм]	Остаточная деформация $\Delta l = l_2 - l_0$ [мм]	Длина после остывания l_3 [мм]
1	47,05	316	305	5	302
2	56,10	317	304	4	302
3	75,48	316	302	2	303
4	85,86	314	301,5	1,5	304
5	89,35	314	301	1	304
6	92,80	314	301	1	305
7	92,80	314	301	1	306
8	99,69	314	300,5	0,5	306
9	92,80	314	300,5	0,5	306
10	92,80	314	300,5	0,5	306
11	96,26	313,5	300,5	0,5	306
12	96,26	313,5	300,5	0,5	306
13	96,26	313,5	300	0	305
14	100,21	314	300,5	0,5	305
15	107,12	313,5	300	0	306,5
16	107,12	313,5	300	0	306,5
17	107,12	313,5	300	0	306,5
18	107,12	313,5	300	0	306,5
19	107,12	313,5	300	0	306,5
20	107,12	313,5	300	0	306,5

В процессе подготовки, с увеличением номера цикла, стабилизировались следующие характеристики образца: остаточная деформация и величина усилия, необходимая для деформации образца на 6%. На основании экспериментальных данных построены графики зависимости остаточной деформации от числа циклов (рис.4.2.) и нагрузки, необходимой для деформации образца на 6%, от числа циклов (рис.4.3.).

Из графика рис. 4.2. следует, что остаточная деформация стабилизируется после проведения 15 термомеханических циклов.

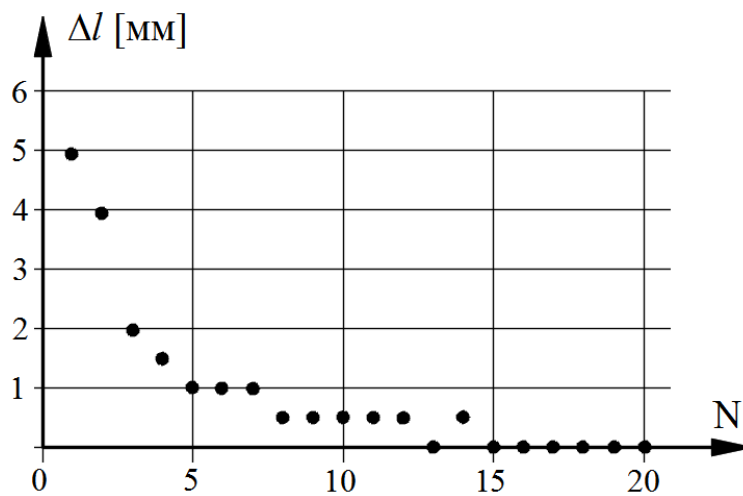


Рис. 4.2. Зависимость $\Delta l=f(n)$

На графике рис.4.3. показан рост нагрузки, необходимой для деформации образца на 6%, в зависимости от числа циклов. С ростом количества циклов величина нагрузки возрастает и стабилизируется после 15 термомеханических циклов.

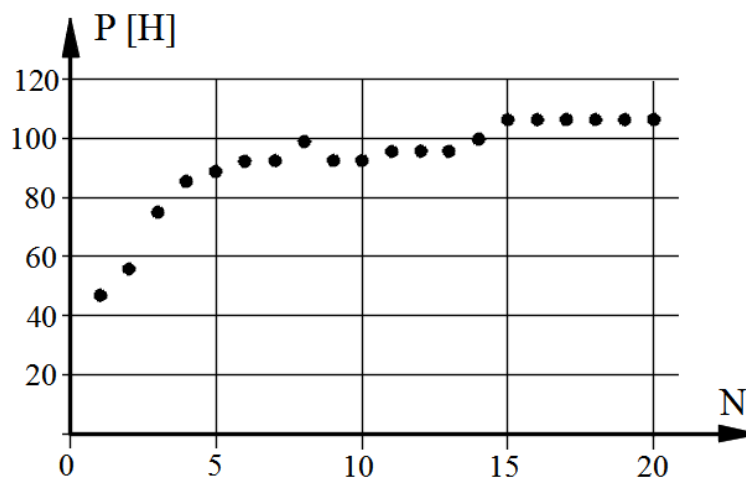


Рис. 4.3. Зависимость $P=f(n)$ при деформации образца на 6%

Таким образом, для обеспечения стабильных механических характеристики образца, необходимо проведение не менее 15 термомеханических циклов.

Эксперимент №2. Определение нагрузки, при которой коэффициент восстановления равен единице

Методика проведения эксперимента:

Испытывается образец, подготовленный к эксплуатации, т.е. со структурой текстурированного наведённого мартенсита. Для этого образец подвергали 20 термомеханическим циклам: нагрузка до 6 %, снятие нагрузки, нагрев до 100°C и охлаждения до комнатной температуры.

1. Установка зажимов на образце, через которые подводится электрический ток. Расстояние между зажимами – 0,3 м (l_0);
2. нагружение образца в мартенситной фазе; замер груза (P);
3. замер длины нагруженного образца (исходная деформация) (l_1);
4. нагрев образца до температуры (A_K), замер длины (l_2);
5. прекращение нагрева и снятие нагрузки;
6. проведение 3-х циклов с по пунктам 2–6;
7. увеличение веса груза и повторение пунктов 2–7.

Результаты испытаний образца приведены в протоколе №23.

ПРОТОКОЛ ИСПЫТАНИЙ №23

Определение зависимости коэффициента восстановления от нагрузки

Результаты измерений

№ п/п	Вес груза Р [Н]	Напряжение σ [МПа]	Деформация под нагрузкой Р l_1 [мм]	Деформация под нагрузкой %	Длина нагретого образца l_2 [мм]	Рабочий ход $\varepsilon_p = l_1 - l_2$ [мм]	Рабочий ход %	Остаточная деформация $\Delta l = l_2 - l_0$ [мм]	Коэффициент восстановления $K_B = \frac{l_2}{l_0}, \%$
1	10,86	38,79	308,5	2,83	300	8,5	2,83	0	100
2	10,86	38,79	308,5	2,83	300	8,5	2,83	0	100
3	10,86	38,79	308,5	2,83	300	8,5	2,83	0	100
4	15,95	56,96	309	3,00	300	9	3,00	0	100
5	15,95	56,96	309	3,00	300	9	3,00	0	100
6	15,95	56,96	309	3,00	300	9	3,00	0	100
7	21,71	77,54	309,5	3,17	300	9,5	3,17	0	100
8	21,71	77,54	309,5	3,17	300	9,5	3,17	0	100
9	21,71	77,54	309,5	3,17	300	9,5	3,17	0	100
10	26,80	95,71	310,5	3,50	300,5	10	3,33	0,5	99.83
11	26,80	95,71	310,5	3,50	300,5	10	3,33	0,5	99.83
12	26,80	95,71	310,5	3,50	300,5	10	3,33	0,5	99.83
13	32,72	116,86	310	3,33	301	9	3,00	1	99.67
14	32,72	116,86	311	3,67	301	10	3,33	1	99.67
15	32,72	116,86	311	3,67	301	10	3,33	1	99.67
16	41,10	146,79	312	4,00	301,5	10,5	3,50	1,5	99.50
17	41,10	146,79	312	4,00	301,5	10,5	3,50	1,5	99.50
18	41,10	146,79	312	4,00	301,5	10,5	3,50	1,5	99.50
19	46,20	165,00	312,5	4,17	302	10,5	3,50	2	99.34
20	46,20	165,00	312,5	4,17	302	10,5	3,50	2	99.34
21	46,20	165,00	313	4,33	302,5	10,5	3,50	2,5	99.17
22	54,43	194,39	314	4,67	303	11	3,67	3	99.01
23	54,43	194,39	314	4,67	303	11	3,67	3	99.01
24	54,43	194,39	314	4,67	303,5	11,5	3,83	3,5	98.85

По результатам экспериментов были построены графики зависимости коэффициента восстановления от приложенного напряжения (рис. 4.4), деформации от приложенного напряжения в мартенситном состоянии (рис. 4.5) и рабочего хода от приложенного напряжения (рис. 4.6).

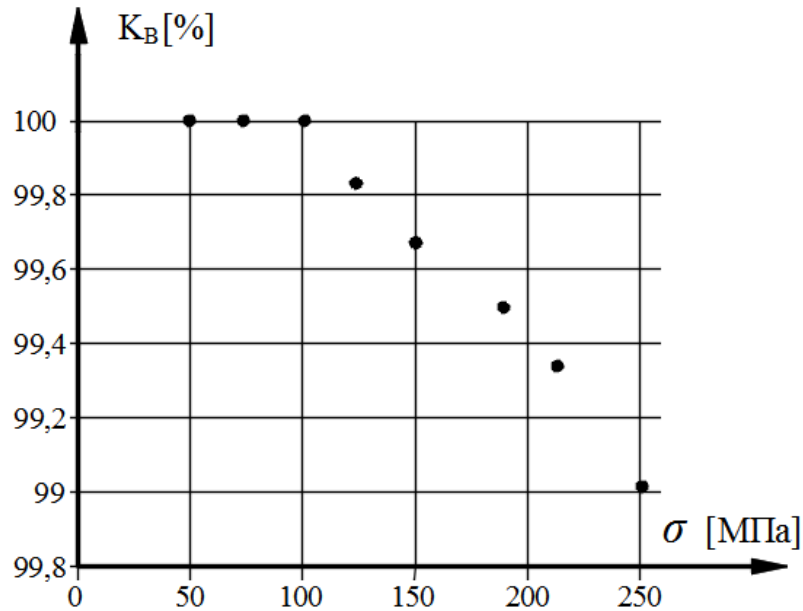


Рис. 4.4. Зависимость $K_B = f(\sigma)$

Результаты исследований показывают, что с увеличением нагрузки коэффициент восстановления уменьшается, полное восстановление деформации происходит при нагрузке до 80 [МПа], что соответствует рабочему ходу 3,2%. При нагрузке выше этого значения коэффициент восстановления практически линейно зависит от величины приложенной нагрузки.

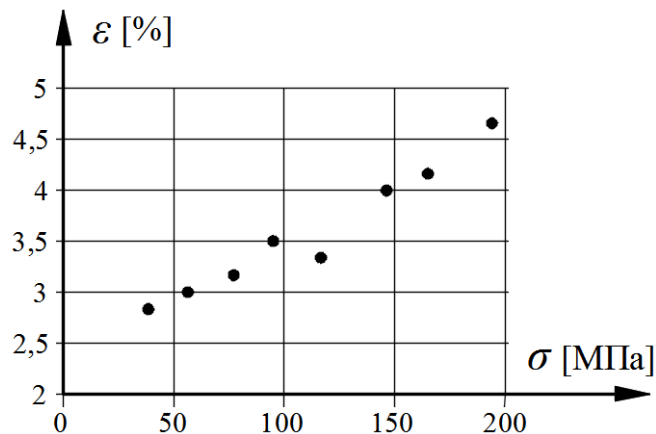


Рис. 4.5. Зависимость $\epsilon = f(\sigma)$ в мартенситном состоянии

График деформация от приложенной нагрузки в мартенситном состоянии показывает, что с увеличением напряжения деформация увеличивается.

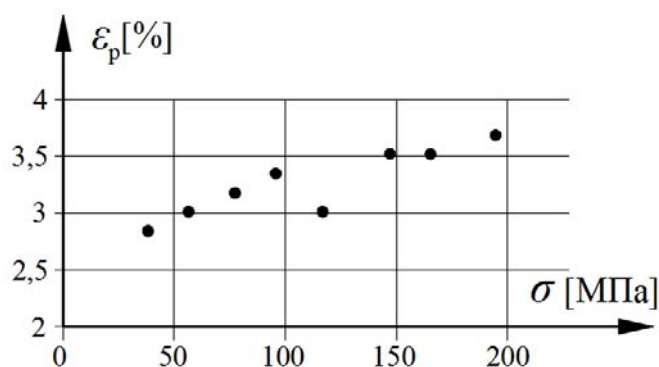


Рис. 4.6. Зависимость рабочего хода от приложенного напряжения

График рабочего хода от приложенного напряжения показывает, что с увеличением напряжения рабочий ход увеличивается.

Эксперимент №3. Исследование образца при холостом ходе

Методика проведения эксперимента:

Испытывается образец, подготовленный к эксплуатации, т.е. со структурой текстурованного наведённого мартенсита. Для этого образец подвергали 20 термомеханическим циклам: нагрузка до 6 %, снятие нагрузки, нагрев до 100°C и охлаждения до комнатной температуры.

1. Установка зажимов на образце, через которые подводится электрический ток. Расстояние между зажимами – 0,2 м (l_0).
2. Нагрузка образца до 6% в мартенситном состоянии.
3. Снятие нагрузки (замер длины образца после снятия нагрузки (l_1)).
4. Нагрев образца до температуры выше A_K (на 10–20°C), (фиксировалось время, температура, деформация образца, сила тока в цепи и напряжение на образце).
5. Охлаждение образца от температуры T_1 до T_0 (фиксировалось время охлаждения образца t_3).

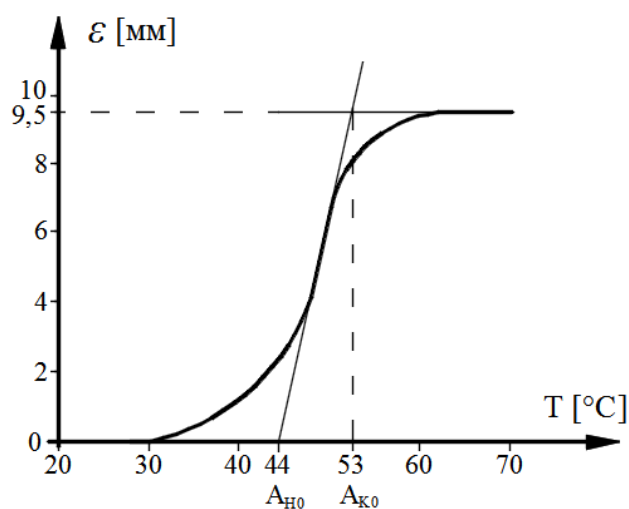
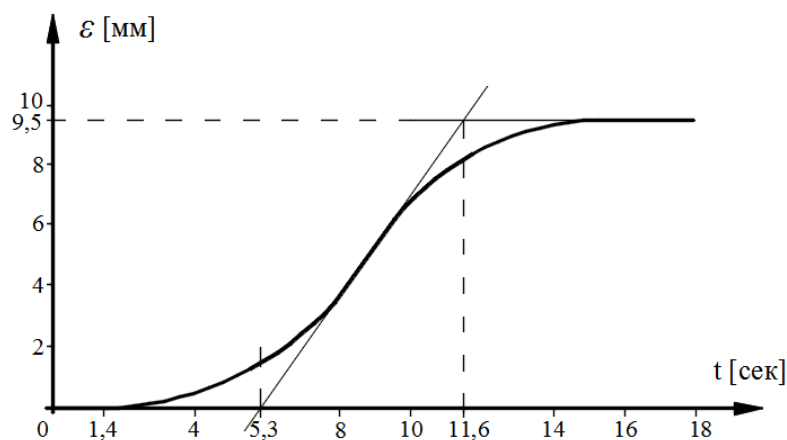
Результаты эксперимента приведены в таблице 4.3. и в протоколе испытаний №45.

Таблица 4.3.

Температура окр. среды T_0 [°C]	27	Длина образца после снятия нагрузки $P_0 l_l$ [мм]	210
Начальная длина образца l_0 [мм]	200	Сила тока J [A]	1,5
Нагрузка для удлинения образца на 6% P_0 [Н]	76,7	Напряжение U [В]	1,33
Длина растянутого образца на 6% l_{P0} [мм]	212	Деформация dl [мм]	10

На основании полученных результатов строились графики зависимости деформации от температуры (рис. 4.7.), деформации от времени (рис. 4.8.) и температуры от времени (рис. 4.9.).

Температурное поле по длине образца не однородно, поэтому графики изображены со скругленными углами, тонкими линиями показаны зависимости для однородного температурного поля.

Рис. 4.7. Зависимость $\varepsilon=f(T)$. Холостой ход.Рис. 4.8. Зависимость $\varepsilon=f(t)$. Холостой ход.

ПРОТОКОЛ ИСПЫТАНИЙ №45

Результаты измерений

Нагрев				Охлаждение	
Время, <i>t</i> , [с]	Температура, <i>T</i> , [°С]	Длина образца, <i>l</i> , [мм]	Деформация, <i>dl</i> , [мм]	Время, <i>t</i> , [с]	Температура, <i>T</i> , [°С]
0,00	28	210	0	17	66
0,24	29	210	0	17,4	65
1,20	30	210	0	17,8	64
1,44	31	210	0	18,2	63
2,40	33	210	0	18,6	62
2,88	34	210	0	19	61
3,12	35	210	0	19,4	60
3,60	37	210	0	19,8	59
4,08	38	209,5	0,5	20,2	58
4,56	39	209,5	0,5	20,8	57
4,80	40	209,5	0,5	21,2	56
5,28	41	209	1	22	55
5,76	42	208,5	1,5	22,4	54
6,00	43	208,5	1,5	22,8	53
6,48	44	208	2	23,6	52
6,96	45	207,5	2,5	24	51
7,20	46	207,5	2,5	24,8	50
7,72	47	207	3	25,6	49
8,64	48	206	4	26,6	48
9,12	49	205	5	27,2	47
9,84	50	203,5	6,5	28,2	46
10,56	51	203	7	29	45
11,04	52	202,5	7,5	30,2	44
11,52	53	202	8	31,4	43
11,86	54	201,5	8,5	32,6	42
12,2	55	201,5	8,5	34	41
14	56	201	9	35,6	40
15,8	56,5	201	9	37,2	39
13,06	57	200,5	9,5	38,8	38
13,12	57,5	200,5	9,5	40,6	37
13,2	58	200,5	9,5	43,4	36
13,52	59	200,5	9,5	45,8	35
13,6	59,5	200,5	9,5	49,2	34
13,75	60	200,5	9,5	52,6	33
14,08	61	200,5	9,5	55,8	32
14,2	62	200,5	9,5	63,2	31
14,75	64	200,5	9,5	70,2	30
14,92	65	200,5	9,5	80,8	29
15,54	67	200,5	9,5	93,4	28

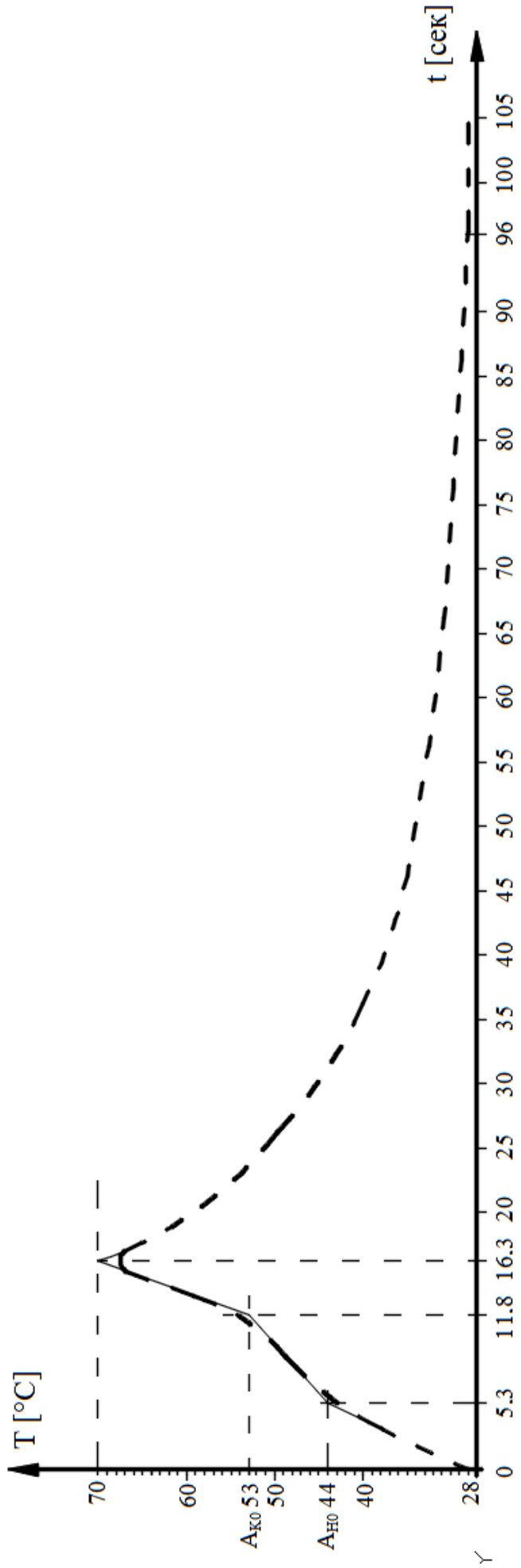


Рис. 4.9. Зависимость $T=f(t)$. Холостой ход.

По графикам были определены температуры начала и конца аустенитных превращений (A_{H0} и A_{K0}), время нагрева от температуры среды до температуры начала аустенитных превращений (t_1), время нагрева от температуры начала аустенитных превращений до температуры конца аустенитных превращений (t_2) и время охлаждения от температуры T_1 до T_0 (t_3). Результаты приведены в таблице 4.4.

Таблица 4.4.

Мощность источника тока $N_{ИГ}$ [Вт]	T_0 [°C]	A_{H0} [°C]	A_{K0} [°C]	T_1 [°C]	Δt_1 [с]	Δt_2 [с]	Δt_3 [с]
2	28	44	53	70	5,3	6,5	79,7

Построенные графики показывают, что при нагреве образца в режиме холостого хода в интервале температур A_{H0} – A_{K0} график зависимости температуры от времени более пологий (скорость нагрева $\approx 1,4$ °C/сек), чем на участке нагрева выше A_K и на участке T_0 – A_H (где скорости нагрева примерно одинаковы ≈ 3 °C/сек). Из этого можно заключить, что на участке A_{H0} – A_{K0} тепловая энергия дополнительно затрачивается на мартенситные превращения.

Эксперимент №4. Исследование образца при рабочем ходе

Методика проведения эксперимента:

Испытывается активный элемент, подготовленный к эксплуатации, т.е. со структурой текстурованного наведённого мартенсита. Для этого образец подвергали 20 термомеханическим циклам: нагрузка до 6 %, снятие нагрузки, нагрев до 100°C и охлаждения до комнатной температуры.

1. Установка зажимов на образце, через которые подводится электрический ток. Расстояние между зажимами – 0,2 м (l_0).
2. Нагрузка образца до 6% в мартенситном состоянии.
3. Приложение нагрузки P (замер длины образца под нагрузкой $P(l_1)$).
4. Снятие нагрузки (замер длины образца после снятия нагрузки (l_1)).

5. Нагрев образца до температуры (A_K), (фиксировалось время, температура, деформация образца, сила тока в цепи и напряжение на образце).

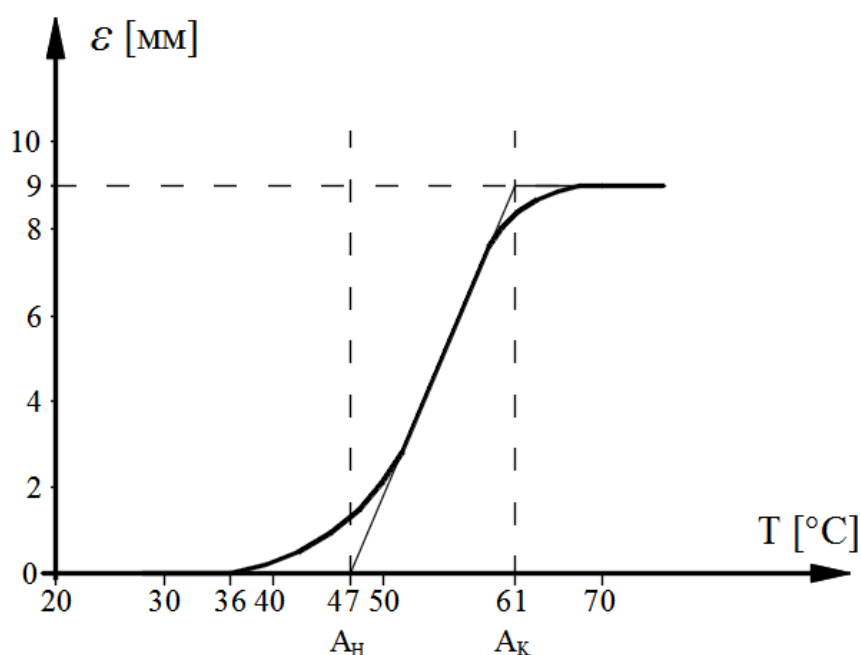
6. Охлаждение образца от температуры T_1 до T_0 (фиксировалось время охлаждения образца t_3').

Результаты эксперимента приведены в таблице 4.5. и в протоколе испытаний №52.

Таблица 4.5.

Рабочая нагрузка P_l [Н]	20	Сила тока J [А]	1,58
Длина образца под рабочей нагрузкой l'_1 [мм]	210	Напряжение U [В]	1,29
Длина нагретого образца под рабочей нагрузкой l'_2 , [мм]	201	Деформация $l'_1 - l'_2$ [мм]	9

На основании полученных результатов строились графики зависимости деформации от температуры (рис. 4.10.), деформации от времени (рис. 4.11.) и температуры от времени (рис. 4.12.).

Рис. 4.10. Зависимость $\varepsilon=f(T)$. Рабочий ход

ПРОТОКОЛ ИСПЫТАНИЙ №52

Результаты измерений

Нагрев				Охлаждение	
Время, <i>t</i> , [с]	Температура, <i>T</i> , [°С]	Длина образца, <i>l</i> , [мм]	Деформация, <i>dl</i> , [мм]	Время, <i>t</i> , [с]	Температура, <i>T</i> , [°С]
0,00	28	210	0	21	66
0,86	30	210	0	21,4	65
1,48	32	210	0	21,8	64
2,34	35	210	0	22,2	63
2,88	36	210	0	22,6	62
3,16	37	209,5	0	23	61
3,34	38	209,5	0	23,4	60
3,92	39	209,5	0	23,8	59
4,20	40	209,5	0	24,2	58
4,6	41	209,5	0	24,8	57
5,00	43	209,5	0	25,2	56
5,24	44	209	0	26	55
6,12	45	209	0,5	26,4	54
6,72	46	208,5	0,5	26,8	53
7,1	47	208,5	1	27,6	52
7,72	48	208	1,5	28	51
8,38	49	207,5	1,5	28,8	50
9,06	50	207,5	2	29,6	49
9,60	51	207,5	2,5	30,6	48
9,94	51,5	207	3	31,2	47
10,22	52	206,5	3	32,2	46
10,96	53	206	4	33	45
11,76	54	205,5	4,5	34,2	44
12,48	55	205	5	35,4	43
12,96	55,5	204,5	5,5	36,6	42
13,38	56	204	6	38	41
13,82	56,5	203,5	6,5	39,6	40
14,14	57	203,5	6,5	41,2	39
14,96	58	203	7	42,8	38
15,08	58,5	202,5	7,5	44,6	37
15,52	59	202,5	7,5	47,4	36
16,2	60	202	7,5	49,8	35
16,92	61	201,5	8	53,2	34
17,40	62	201,5	8	56,6	33
17,80	63	201,5	8	59,8	32
18,12	64	201	8,5	67,2	31
18,44	65	201	8,5	74,2	30
18,96	66	201	8,5	84,8	29
19,16	67	201	9	97,4	28

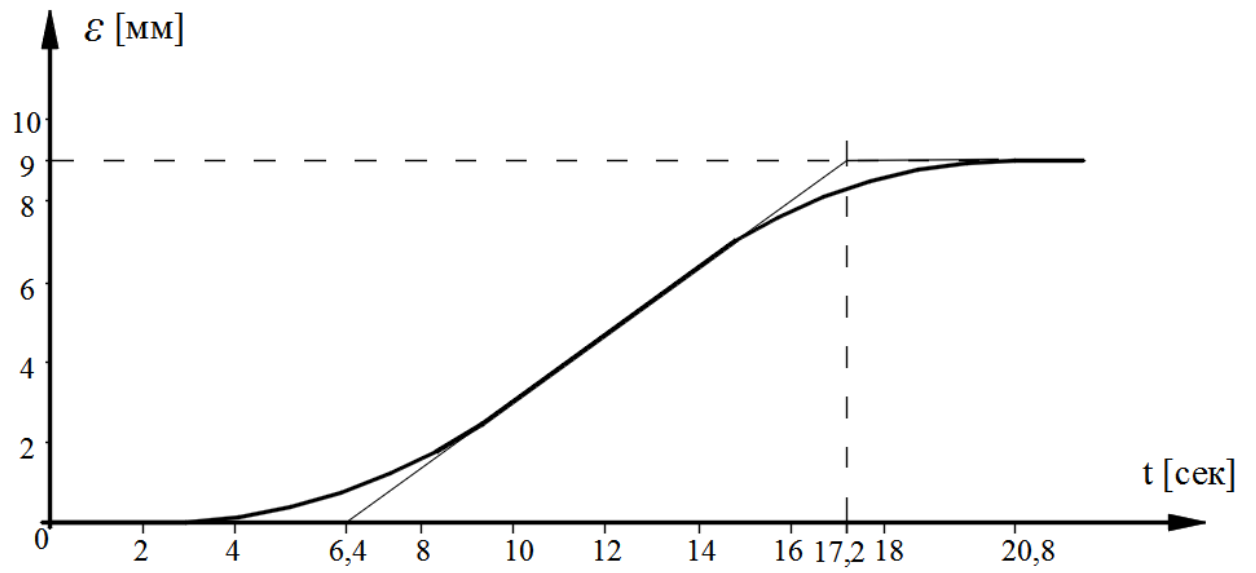


Рис. 4.11. Зависимость $\varepsilon=f(t)$. Рабочий ход

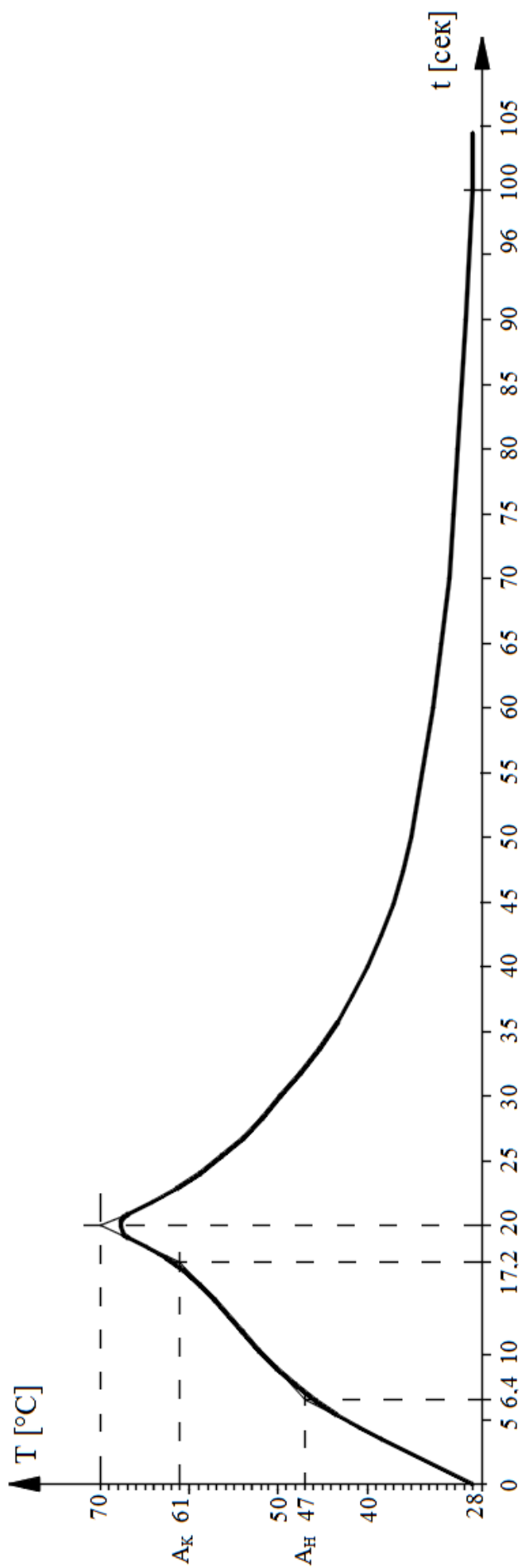


Рис. 4.12. Зависимость $T=f(t)$. Рабочий ход.

По графикам определяются температуры начала и конца аустенитных превращений (A_H и A_K), а также время нагрева от температуры среды до температуры начала аустенитных превращений (t_1'), время нагрева от температуры начала аустенитных превращений до температуры конца аустенитных превращений (t_2') и время охлаждения от температуры T_1 до T_0 (t_3'). На основании зависимости (3.35) были определены температурные коэффициенты α_H и α_K . Результаты приведены в таблице 4.6.

Таблица 4.6.

Мощность, N [Вт]	T_0 [°C]	A_H [°C]	A_K [°C]	$\Delta t_1'$ [с]	$\Delta t_2'$ [с]	$\Delta t_3'$ [с]	Напряжение σ_c [МПа]	Деформация ε [м]	Работа образца $A_{AЭ}$ [Дж]
2	28	47	61	6,4	10,8	80	71,5	0,009	0,18

Построенные графики показывают, что при нагреве образца в режиме рабочего хода в интервале температур A_H – A_K график зависимости температуры от времени более пологий (скорость нагрева $\approx 1,3$ °C/сек), чем на участке нагрева выше A_K и на участке T_0 – A_H скорости нагрева примерно одинаковы (где скорости нагрева примерно одинаковы ≈ 3 °C/сек). Из этого можно заключить, что на участке A_H – A_K тепловая энергия дополнительно затрачивается на мартенситные превращения и на совершение механической работы.

На рис. 4.13. Сравниваются графики зависимости температуры от времени для рабочего и холостого хода.

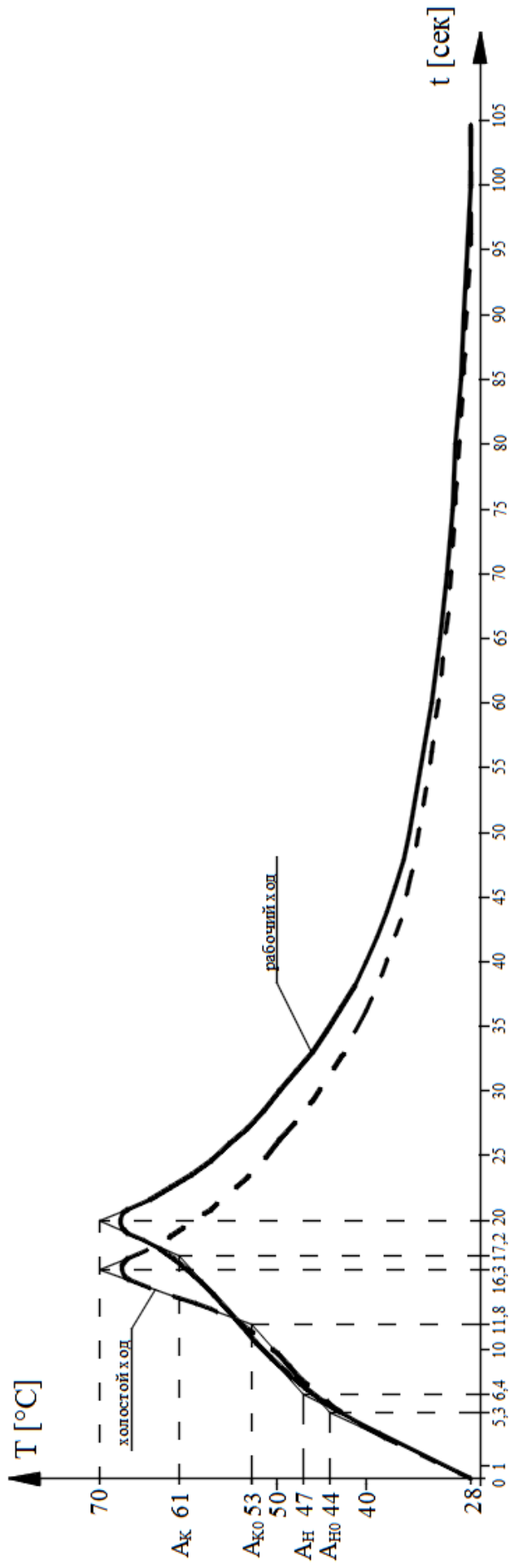


Рис. 4.13. Зависимость $T=f(t)$. Сплошная линия – рабочий ход. Пунктирная линия – холостой ход

График показывает, что скорости нагрева на участке A_H-A_K при рабочем и холостом ходе отличаются. Скорость нагрева при рабочем ходе на $0,1$ °C/сек меньше, чем при холостом ходе.

Графики подтверждают гипотезу о том, что в интервале температур аустенитного превращения тепловая энергия расходуется на аккумуляцию тепла материалом и дополнительно на мартенситные превращения и на совершение механической работы.

Выводы по главе 4

1. Установлено, что в процессе подготовки к работе образца, стабилизация термомеханических свойств наблюдается после 15 циклов.
2. Показано, что полное восстановление деформации происходит при нагрузке равной ≈ 21 [Н] и ниже. При нагрузке выше этого значения коэффициент восстановления практически линейно зависит от величины приложенной нагрузки.
3. Установлено, что при нагреве образца в интервале температур A_H-A_K тепловая энергия дополнительно расходуется на мартенситные превращения.
4. Установлено, что при нагреве образца в интервале температур A_H-A_K тепловая энергия дополнительно расходуется на совершение механической работы.

Глава 5. Метод расчета активного элемента

Известно большое количество конструктивных решений энергетических установок, опубликованных в патентах [67,72,80,83,85,86 и др.] и в других работах [2,35,46,31 и др.]. В то же время исследований в области проектирования и расчета активных элементов для ЭУ существенно ограничено и во многих случаях касается частных решений.

Анализ литературы показал, что наиболее распространены установки турбинного типа, работающие в двух средах. Поэтому далее будет рассматриваться расчет АЭ для энергетических установок этого типа. Такие установки содержат три основных части: статор, ротор и активные элементы, которые преобразуют тепловую энергию рабочего тела (вода, газ, пар) в механическую работу. Некоторые варианты исполнения таких установок показаны на рис.5.1.

Установка, показанная на рис.5.1.а) [31], состоит из ротора – 1, соединенного со статором – 2 спицами – 3. На роторе радиально устанавливаются активные элементы – 4. Активные элементы закреплены на роторе и на диске – 5 через рычаг – 6. Активный элемент выполнен в форме пружины, которая работает на сжатие. Ротор частично погружен в жидкость (среда нагрева – 7). В мартенситном состоянии АЭ задается исходная деформация, соответствующая величине рабочего хода. От точки B_I , где АЭ имеет начальную температуру T_H , АЭ погружается в жидкость, нагревается до температуры A_K , восстанавливается деформация и совершается рабочий ход. При выходе АЭ из среды нагрева АЭ охлаждается до начальной температуры T_H и переходит в мартенситное состояние, где повторно задается исходная деформация. В точке B_I (рис.5.1.а)) АЭ вновь погружается в жидкость и цикл повторяется.

Энергетическая установка (рис.5.1.б)) [67], отличается от предыдущей тем, что спицы – 3 выполнены в форме трубы, в которые вставлены грузы в виде штока – 4. На концах штока установлены упоры – 5. Активные элементы – 6 так же выполнены в форме пружины, работающей на сжатие. АЭ перемещают грузы

внутри спиц, создавая движущий момент. В среде охлаждения АЭ принимает первоначальное состояние.

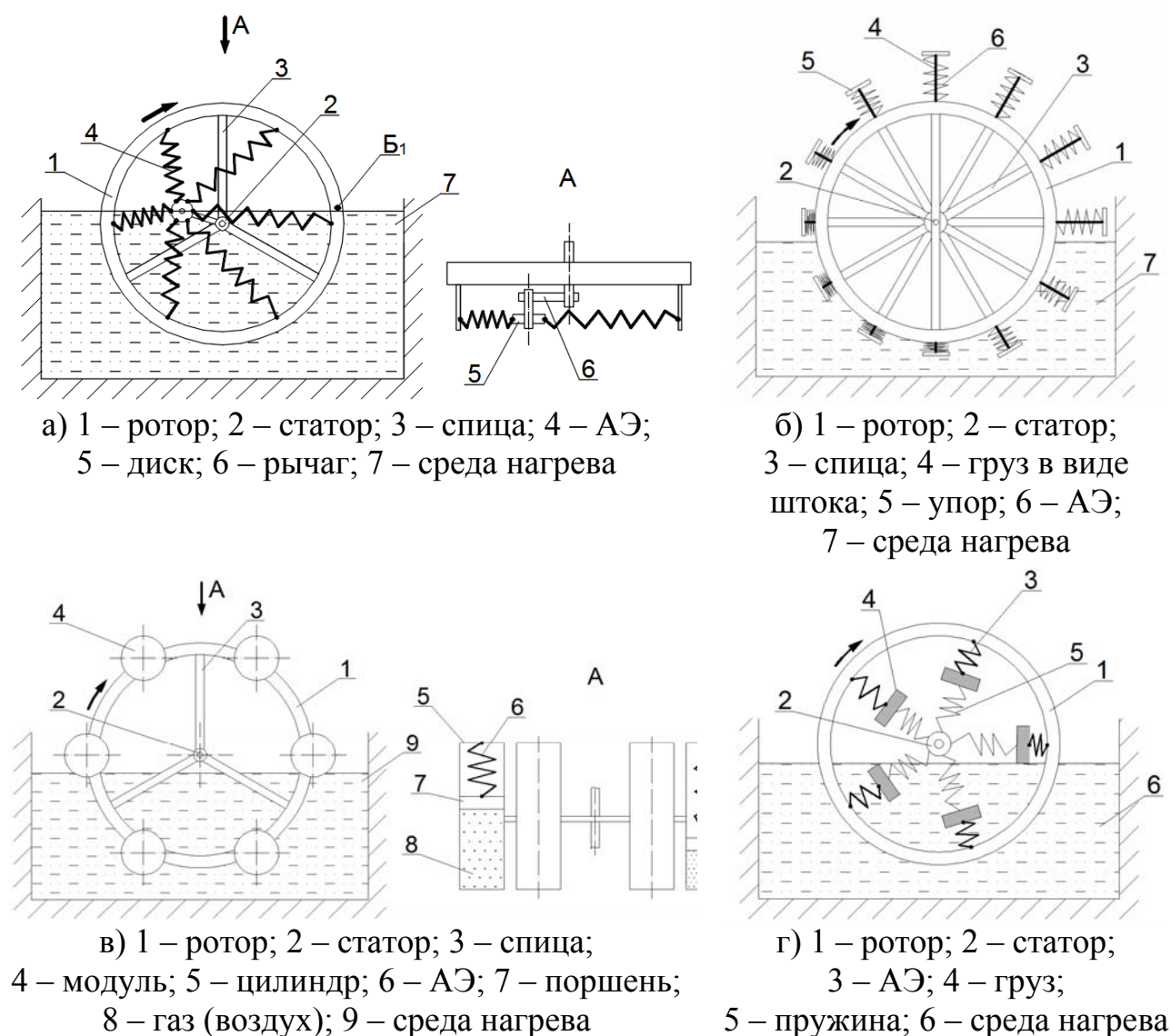


Рис. 5.1. Энергетические установки турбинного типа

Энергетическая установка (рис.5.1.в)) [19], отличается от предыдущих тем, что на роторе установлены термомеханические модули (ТМ) – 4, которые состоят из цилиндра – 5, АЭ – 6 и поршня – 7. Активный элемент, который так же может быть выполнен в форме пружины, работающей на сжатие, изменяет рабочий объем цилиндра, изменяя выталкивающую силу. Движущий момент создается за счет разности моментов выталкивающих сил.

Энергетическая установка (рис.5.1.г)) [31] состоит из ротора – 1 и статора – 2. Между ротором и статором радиально установлены: активные элементы – 3,

грузы – 4, и пружины – 5. Движение ротора осуществляется за счет смещения грузов АЭ.

На рис. 5.2. приведена классификация схем ЭУ турбинного типа. В её основу положены следующие основные признаки ЭУ: тип АЭ, вид деформации АЭ, размещение на роторе АЭ, способ приведения ротора в движение, способ возврата АЭ в первоначальное положение и способ нагрева АЭ.

АЭ, в зависимости от функционального назначения, перемещаются поступательно, вращательно или имеют сложную траекторию движения. При этом каждый вид движения должен характеризоваться величиной этого перемещения, его скоростью, развиваемым усилием. От типа АЭ и вида деформации зависит энергоёмкость АЭ, которая характеризует степень использования термомеханического потенциала, заложенного в АЭ. Энергоёмкость одномерного активного элемента рассмотрена в 3 главе.

Из приведенных примеров на рис.5.1. следует, что АЭ могут непосредственно приводить ротор в движение (рис.5.1. а)) или приводить в рабочее положение исполнительный элемент, например, сдвигать поршень в цилиндре для увеличения рабочего объема, что приводит к увеличению выталкивающей силы (рис.5.1. в)).

В исходное состояние АЭ может приводиться другим АЭ (рис.5.1. б)) или другим способом, например разностью давлений (рис.5.1. в)) или упругими элементами (рис.5.1. г)).

По способу размещения АЭ на роторе относительно оси вращения ротора установки делятся на два типа:

- радиальное размещение АЭ (перпендикулярно оси ротора) (рис.5.1. а), б), г));
- продольное размещение АЭ (параллельно оси ротора) (рис.5.1. в)).

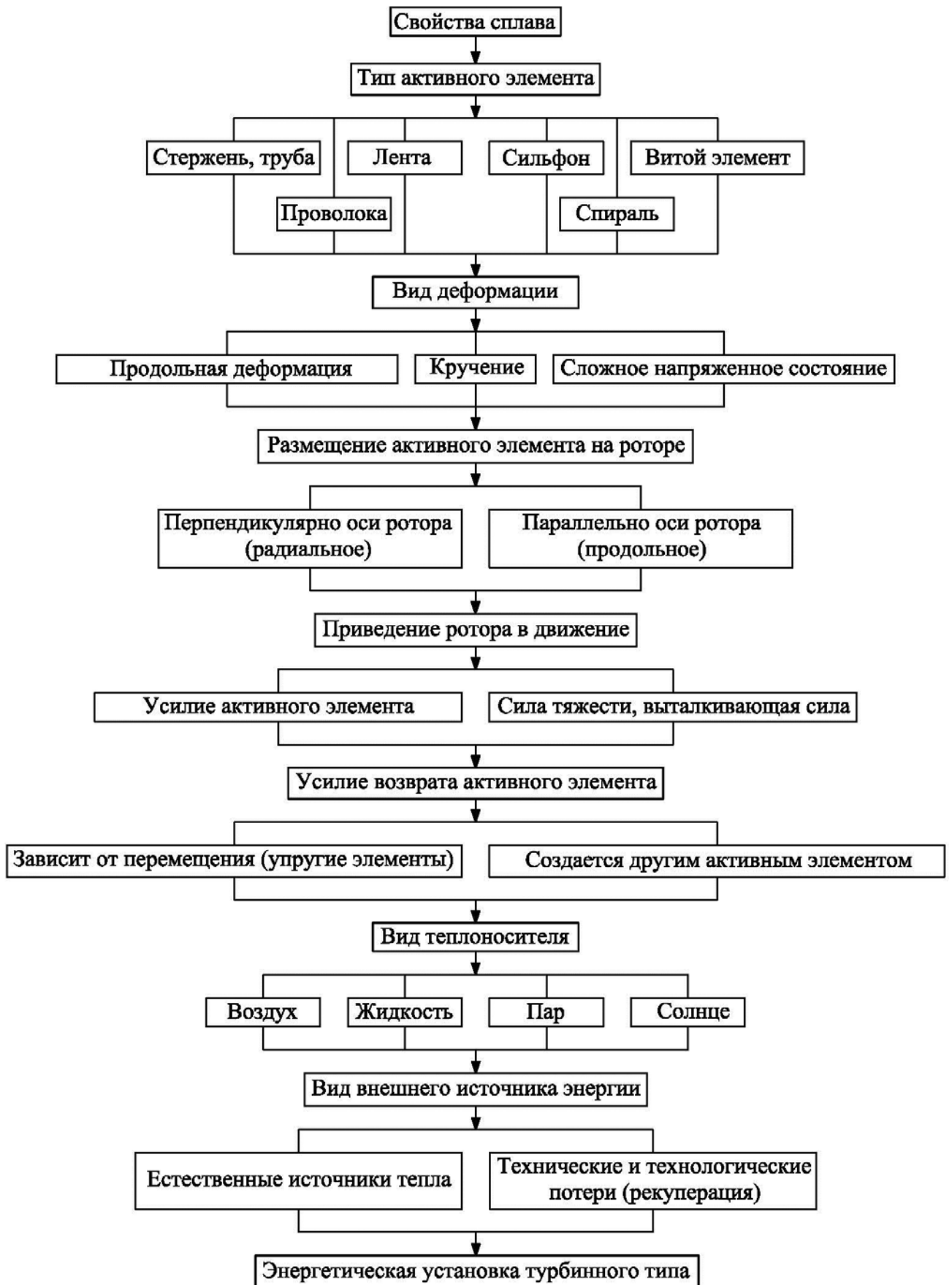


Рис. 5.2. Классификация ЭУ турбинного типа на основе активных элементов из СП

5.1. Исходные данные

1. Технические требования, предъявляемые к сплаву

- 1.1. Наименование сплава.
- 1.2. Температуры аустенитных и мартенситных превращений при отсутствии внешней нагрузки M_{H0} , M_{K0} , A_{H0} , A_{K0} .
- 1.3. Величина исходной (обратимой) пластической деформации, задаваемой заготовке в мартенситной фазе – ε_u .
- 1.4. Максимальное напряжение возврата $\sigma_{\varepsilon max}$, МПа.
- 1.5. Сведения о состоянии сплава, соответствие указанным в паспорте характеристикам.
- 1.6. Интервалы мартенситных M_H – M_K и аустенитных A_H – A_K превращений.
- 1.7. Интервал A_H – M_H .
- 1.8. Степень восстановления деформации (без нагрузки) K_ε %.
- 1.9. Деформация восстановления в интервале температур A_K – A_H без нагрузки ε_{b0} и при рабочей нагрузке $\sigma_p = 0,7 \sigma_\varepsilon - \varepsilon_{bp}$.
- 1.10. Предел выносливости сплава на базовом числе циклов 10^6 при термоциклировании σ_{-1T} ; служит для определения ресурса работы ЭУ.
- 1.11. Диаграмма $\sigma_\varepsilon = f(\varepsilon_b)$ при максимальной исходной деформации $\varepsilon_{u max}$.
- 1.12. Диаграмма $\sigma_c = f(\varepsilon_u)$ в диапазоне температур M_H – M_K .
- 1.13. Диаграммы $M_H = f(\sigma_p)$, $M_K = f(\sigma_p)$, $A_H = f(\sigma_p)$, $A_K = f(\sigma_p)$.

Все характеристики определяются на образцах, подготовленных к работе, т.е. со структурой текстурованного наведённого мартенсита.

2. Технические требования, предъявляемые к энергетической установке

- 2.1. Схема построения ЭУ.
- 2.2. Мощность ЭУ – $N_{ЭУ}$ [Вт].
- 2.3. Габариты, выделенные под ЭУ: $A \times B \times C$ [м].

3. Параметры сред

Параметры среды нагрева и среды охлаждения приведены в таблице 5.1.

Таблица 5.1.

Параметры сред	Среда охлаждения	Среда нагрева
Температура [$^{\circ}\text{C}$]	T_0	T_1
Плотность [$\text{кг}/\text{м}^3$]	ρ_0	ρ_1
Теплоёмкость [$\text{Дж}/\text{кг}^{\circ}\text{C}$]	c_{m0}	c_{m1}
Теплопроводность [$\text{Вт}/\text{м}^{\circ}\text{C}$]	λ_0	λ_1
Кинематическая вязкость [$\text{м}^2/\text{с}$]	ν_0	ν_1
Коэффициент динамической вязкости [$\text{Па}\cdot\text{с}$]	μ_0	μ_1
Коэффициент объёмного расширения [$1/^{\circ}\text{C}$]	β_0	—

5.2. Последовательность расчета АЭ

1. Определение типа и размера АЭ

1.1. По заданным габаритам (п.2. исходных данных), определяется максимальный диаметр D_p и ширина B_p ротора, диаметр статора D_c (см. рис.5.3.).

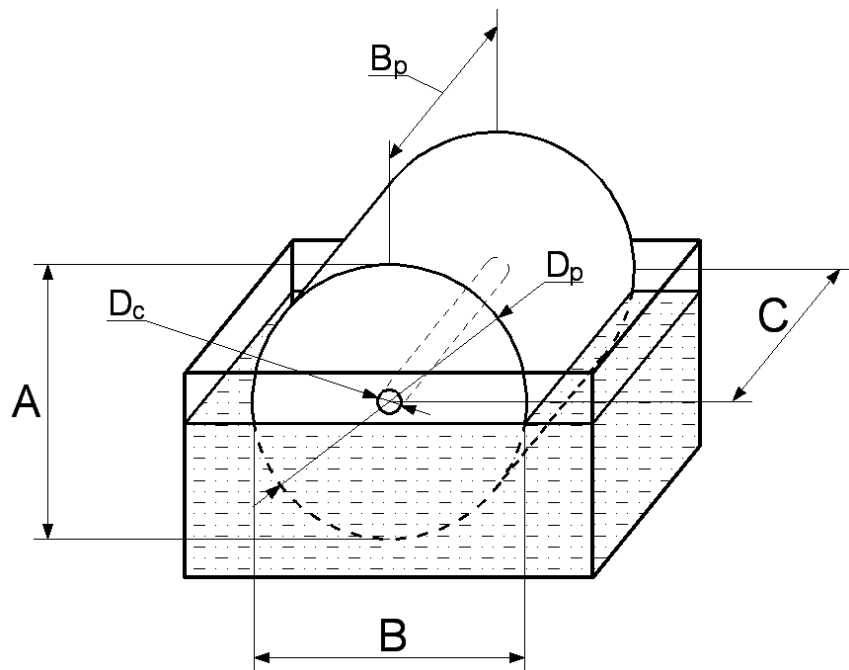


Рис. 5.3. Габаритные размеры АЭ турбинного типа

1.2. Определение количества АЭ

АЭ размещаются между ротором и статором, попарно, для баланса весовых нагрузок относительно оси ротора.

Количество АЭ определяется исходя из следующего:

- минимальное количество АЭ – 6;
- максимальное количество АЭ определяется диаметром D_p (периметром) при радиальном размещении АЭ; диаметром D_p (периметром) и шириной B_p при продольном размещении АЭ.

- увеличение количества АЭ обеспечивает:
 - более плавное вращение ротора;
 - уменьшает аэродинамическое и гидродинамическое сопротивление за счет взаимного затенения элементов;
 - усложняет режим охлаждения.

В результате определены:

- количество АЭ – m ;
- габаритный размер (длина) АЭ – l ;
- величина рабочего хода l_p ;
- относительная деформация рабочего хода – ε_p .

1.3. Определение интервала температур превращения A_H-A_K

Характеристические температуры A_H , A_K , M_H и M_K определяются при $\sigma_p = 0$.

На рис. 5.4. показано прохождение АЭ области нагрева и охлаждения в пределах одного оборота. Начало движения в точке B (точка вхождения АЭ в область нагрева), где АЭ задана исходная деформация ε_u при начальной температуре T_H .

Первый участок φ_0 – мертвый ход (нагрев АЭ от начальной температуры T_H до A_H). Второй участок φ_p – рабочий ход, в пределах которого АЭ создает движущий момент, начинается при температуре A_H , достигает температуры A_K и заканчивается при температуре A_K или выше в пределах области нагрева. Третий

участок φ_6 – начинается при входе АЭ в область охлаждения и заканчивается в точке B_1 , где его температура должна быть равна T_H .

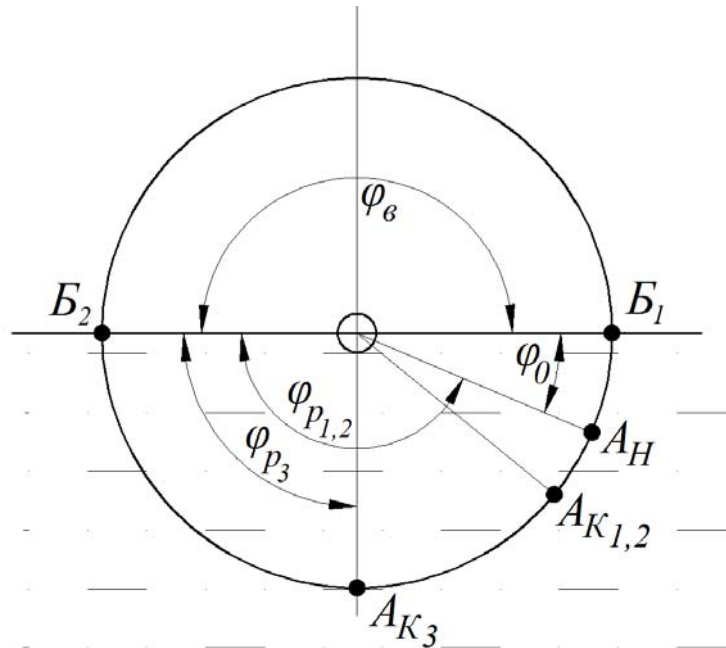


Рис. 5.4. Области нагрева и охлаждения АЭ

ЭУ выполненные по схеме 1 (рис.5.1.а) и по схеме 2 (рис.5.1.б) имеют рабочий ход – φ_{p1} . Для увеличения отдачи по величине движущего момента для установок такого типа:

- мертвый ход φ_0 должен быть минимальным, что достигается уменьшением интервала $M_K - A_H$;

- интервал превращения $A_H - A_{K1}$ должен быть наибольшим в связи с тем что при росте температуры генерируемое напряжение АЭ снижается.

На третьем участке φ_6 , при любых схемных построениях ЭУ, в процессе охлаждения, к активному элементу с помощью контрэлемента прилагаются усилия для задания исходной деформации. Контрэлементом может быть активный элемент, находящийся в зоне нагрева.

Энергетическая установка, выполненная по схеме 3 (рис.5.1.в), имеет рабочий ход АЭ – φ_{p3} (в интервале от $\pi/2$ до π). На участке от точки B_1 до $\pi/2$ АЭ создают сопротивление движению. Снижение этого сопротивления достигается:

- увеличением мертвого хода φ_0 , то есть интервала $M_K - A_H$;

- выбором интервала $A_{K3} - A_H = A_{HK}$ из условия:

$$A_{HK} \approx \frac{\pi}{2} - \varphi_0 \quad (5.1)$$

1.4. Расчет движущего момента и усилия развиваемого АЭ

Усилие, развиваемое АЭ, и движущий момент ЭУ, связанный с усилием АЭ, могут быть определены из заданной мощности $N_{ЭУ}$. Известно, что мощность определяется по зависимости:

$$N_{ЭУ} = M_{ЭУ} \cdot \omega = \frac{M_{ЭУ} \cdot \pi \cdot n}{30} \quad (5.2)$$

где $N_{ЭУ}$ – мощность ЭУ [кВт]; ω – угловая скорость ротора [рад/с]; n – частота вращения ротора [об/мин]; $M_{ЭУ}$ – движущий момент ЭУ.

В этом выражении два неизвестных $M_{ЭУ}$ и $\omega(n)$ поэтому для расчета необходимо задаться какой-то из этих величин. На рис.5.5. построен график зависимости $M_{ЭУ} = f(\omega)$ и $M_{ЭУ} = f(n)$.

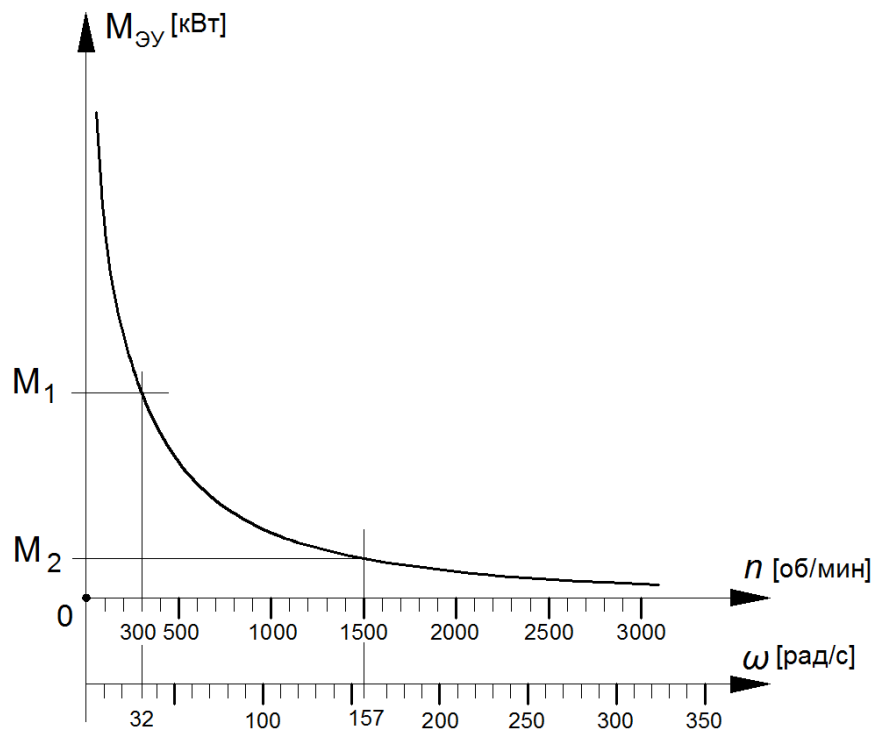


Рис. 5.5. Зависимость $M_{ЭУ} = f(n)$

Из опыта известно, что работоспособность ЭУ в зависимости от n может быть реализована в диапазоне скоростей примерно 300...1500 [об/мин].

Частота вращения ротора определяется исходя из следующего:

- с уменьшением скорости вращения увеличивается движущий момент и усилие развиваемое АЭ;
- увеличение числа оборотов приводит к уменьшению движущего момента, но к увеличению центробежных сил, что может привести к разрушению обода ротора.

Поэтому дальнейший расчет производится путем задания нескольких вариантов значений скоростей n_1, n_2, \dots, n_n из указанного выше диапазона, и определением движущего момента для каждой из этих скоростей, что позволяет из рассчитываемых вариантов определить оптимальный, если это возможно.

В первом приближении, когда не известны силы сопротивления (аэродинамические силы, гидродинамические силы, момент сопротивления необходимый для приведения АЭ в исходное состояние) для нахождения движущего момента M_D принимается коэффициент запаса равный 1,5.

Далее приводится последовательность расчета одного из выбранных вариантов угловой скорости (n_i).

Определяется функция $M=f(\varphi)$ в пределах одного оборота.

На участке мертвого хода (φ_0) АЭ не активен. Однако, в ряде случаев, если АЭ выполняет управляющую роль источником силы другой физической природы Q_S (сила тяжести, подъемная сила и т.д.), движущий момент возможен.

ЭУ (рис.5.1.б) приводится в движение силами тяжести Q_S грузов, подвижно установленных в спицах. Центры тяжести грузов смещаются активными элементами.

Положение центра масс груза относительно оси ротора меняется в пределах рабочего хода АЭ l_p , что соответствует $\varepsilon_p = 4\%$ (рис.5.6.).

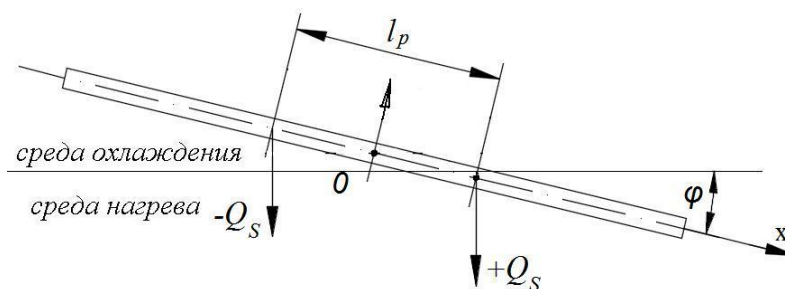


Рис. 5.6. изменение положения центра масс груза

Смещение центра масс происходит на участке нагрева АЭ в интервале температур A_H – A_K , до максимального значения при температуре A_K , и остается постоянным до выхода из среды нагрева. В среде охлаждения, за четверть оборота, центр масс смещается в противоположную сторону в исходное состояние, за счет усилия АЭ, находящегося в области нагрева.

Рассматривается движение АЭ которое начинается в точке B_I .

В точке B_I момент создается весом груза:

$$M_0 = 0,5 \cdot l_p \cdot Q_s \quad (5.3)$$

На участке мертвого хода до температуры A_H :

$$M_0 = 0,5 \cdot l_p \cdot Q_s \cdot \cos \varphi \quad (5.4)$$

где φ – угол поворота ротора [рад].

На участке рабочего хода в интервале температур A_H – A_K :

$$M_p = (0,5 \cdot l_p - x(T)) \cdot Q_s \cdot \cos \varphi \quad (5.5)$$

где $x(T)$ – удлинение АЭ в интервале температур A_H – A_K , и рассчитывается по соответствующим формулам для выбранного типа АЭ (см. табл.5.1.).

Далее при движении в рабочем участке положение груза по оси x не меняется:

$$M_p = 0,5 \cdot l_p \cdot \cos \varphi \cdot Q_s \quad (5.6)$$

При выходе в участок охлаждения АЭ охлаждается в интервале температур M_H – M_K , и под действием восстанавливающей силы ему придается исходная деформация:

$$M_e = (0,5 \cdot l_p - x(T)) \cdot Q_s \cdot \cos \varphi \quad (5.7)$$

где $x(T)$ – удлинение АЭ в интервале температур M_H – M_K , и рассчитывается по соответствующим формулам для выбранного типа АЭ (см. табл.5.1.).

Процесс охлаждения завершается в интервале четверти оборота. При дальнейшем движении, до точки B_I , положение груза по оси x не меняется:

$$M_e = 0,5 \cdot l_p \cdot \cos \varphi \cdot Q_s \quad (5.8)$$

График $M=f(\varphi)$ для выбранного варианта построенный по зависимостям (5.3) – (5.10) показан на рис.5.7. для одного АЭ.

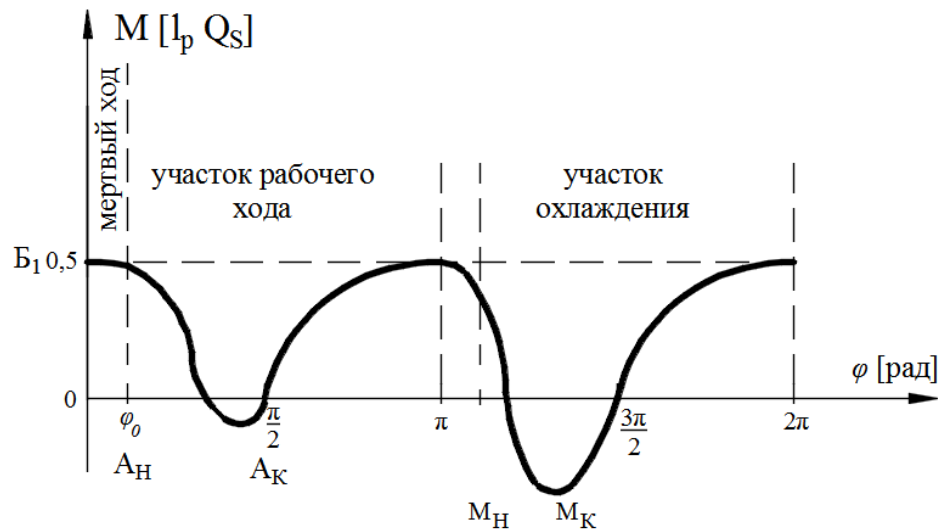


Рис. 5.7. Зависимость момента от угла поворота ротора для одного АЭ. Максимальное усилие, развиваемое АЭ, имеет место при температуре A_K и определяется согласно формуле (5.6) из функции $x(T)$. Это позволяет произвести проектный расчет АЭ.

Для определения суммарного момента от одной спицы, включающей два АЭ, строится график для второго АЭ (находящегося на противоположном конце штока) со смещением по фазе, относительно первого АЭ, на 180° и графоаналитическим способом определяется суммарный момент (рис. 5.8.).

Далее накладываются графики моментов всех остальных $0,5m-1$ спиц, со сдвигом по фазе $2\pi/m$ и строится суммарный момент, который позволяет оценить работу ЭУ.

Из приведенного графика (рис.5.8.) видно, что движущий момент существенно превышает момент сопротивления (без учета влияния внешней среды). Это позволяет перейти к расчету АЭ.

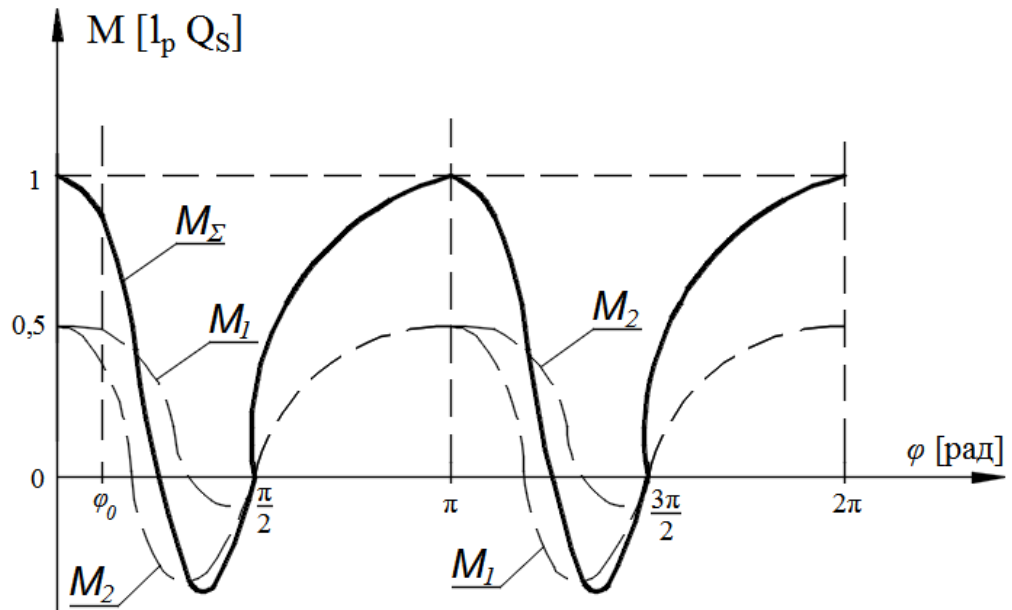


Рис. 5.8. Зависимость момента от угла поворота ротора для пары АЭ M_1 и M_2 – моменты от первого и второго АЭ соответственно; M_Σ – суммарный момент от пары АЭ

2. Термомеханический расчет

Работа активного элемента в составе рассматриваемой энергетической установки (рис.5.1.б) заключается в следующем.

В мартенситном состоянии активному элементу задается исходная деформация, соответствующая величине рабочего хода. В точке B_1 , где АЭ имеет начальную температуру T_H , АЭ погружается в жидкость, на участке мертвого хода нагревается до температуры A_H . При нагреве АЭ в интервале температур A_H – A_K восстанавливается деформация и совершается рабочий ход, АЭ смещает грузы, которые создают вращательный момент ротора. Угловая скорость ротора определяется свойствами материала, силами сопротивления и массами грузов.

При выходе АЭ из среды нагрева АЭ охлаждается до начальной температуры T_H и переходит в мартенситное состояние, где ему повторно задается исходная деформация за счет усилия АЭ, находящегося в среде нагрева,

Для работы ЭУ должны выполняться следующие условия:

- $T_1 > A_K$;
- АЭ должен нагреться до температуры A_K , за четверть оборота от точки B_1 до $\pi/2$;
- $T_0 < M_K$;

– АЭ должен охладиться до температуры M_K , за четверть оборота от точки B_2 до $3\pi/2$;

Для обеспечения условий работоспособности производится термомеханический расчет режима АЭ в среде нагрева и охлаждения.

2.1. Расчет теплового режима в водной среде

В основе расчёта термомеханического режима АЭ лежит уравнение теплового баланса (3.25):

$$(c_m + \Phi) \cdot M_{AЭ}^m \cdot \frac{dT}{dt} = B_1 \cdot (T - T_1) \quad (5.9)$$

где c_m – теплоемкость АЭ [Дж/кг $^{\circ}$ С];

$\Phi = 0$ при $T \leq A_H$ и при $T \geq A_K$;

$\Phi = c_K + c_{PI} \cdot \beta_P$ при $A_H \leq T \leq A_K$;

c_K – коэффициент, учитывающий затраты энергии на обратные мартенситные превращения [Дж/кг $^{\circ}$ С];

c_{PI} – коэффициент, учитывающий затраты энергии на потенциальную механическую работу [Дж/кг $^{\circ}$ С];

$$\beta_P = \frac{A_{AЭ\Phi}}{\Phi_1(\varepsilon_{II}, \sigma_C, T)};$$

$A_{AЭ\Phi}$ – фактическая механическая работа, совершаемая АЭ [Дж];

$\Phi_1(\varepsilon_{II}, \sigma_C, T)$ – потенциальная работа АЭ [Дж];

$M_{AЭ}^m$ – масса АЭ [кг];

$B_1 = G_l \cdot c_{ml} \cdot \gamma_l + \alpha_{kl} \cdot F_k + \alpha_{cl} \cdot F_c$ [Вт];

T_1 – температура жидкости [$^{\circ}$ С];

$G_l = F_m \cdot U_l$ – объемный расход жидкости [м 3 /с 2];

F_m – миделева площадь [м 2];

U_l – скорость потока жидкости [м/с 2];

γ_l – удельный вес жидкости [Н/м 3];

α_{kl} и F_k – коэффициент [Вт/м 2] и площадь [м 2] конвективного теплообмена соответственно;

α_{c1} и F_c – коэффициент [Вт/м²] и площадь [м²] теплоизлучения соответственно.

Решение уравнения (5.9) на участке мертвого хода ($T_H - A_H$) имеет следующий вид:

$$T = T_1 - (T_1 - T_H) \cdot e^{-r_1 \cdot t} \quad (5.10)$$

$$\text{где } r_1 = \frac{B_1}{c_m M}.$$

Решение уравнения (5.9) на участке $A_H \leq T \leq A_K$ имеет следующий вид:

$$T = T_1 - (T_1 - A_H) \cdot e^{-r_\Phi \cdot t} \quad (5.11)$$

$$\text{где } r_\Phi = \frac{B_1}{c_m M + \Phi}.$$

Конечная температура (T_K), до которой нагреется АЭ в жидкости, на участке $T \geq A_K$, определяется по формуле аналогичной (5.10):

$$T_K = T_1 - (T_1 - A_K) \cdot e^{-r_b \cdot t} \quad (5.12)$$

2.2. Расчет теплового режима АЭ в воздушной среде

Уравнение теплового баланса имеет вид:

$$c_m \cdot M_{AЭ}^m \cdot \frac{dT}{dt} = B_0 \cdot (T - T_0) \quad (5.13)$$

$$\text{где } B_0 = G_0 \cdot c_{m0} \cdot \gamma_0 + \alpha_{k0} \cdot F_k + \alpha_{c0} \cdot F_c \text{ [Вт];}$$

$$T_0 - \text{температура воздуха [}^\circ\text{C];}$$

$$G_0 = F_m \cdot U_0 - \text{объемный расход воздуха [м}^3\text{/с}^2\text{];}$$

$$U_0 - \text{скорость потока воздуха [м/с}^2\text{];}$$

$$\gamma_0 - \text{удельный вес воздуха [Н/м}^3\text{];}$$

α_{k0} и α_{c0} – коэффициенты конвективного теплообмена и теплоизлучения соответственно [Вт/м²].

Решение уравнения (5.13), на участке охлаждения ($T_K - T_H$), аналогично (5.10):

$$T = T_0 - (T_K - T_0) \cdot e^{-r_0 \cdot t} \quad (5.14)$$

$$\text{где } r_0 = \frac{B_0}{c_m M}.$$

Решая уравнения (5.10) и (5.11) определяется время нагрева АЭ на участке мертвого хода и рабочем участках. Температура, до которой нагреется АЭ, определяется решением уравнения (5.12). Решая уравнение (5.14) определяется время охлаждения АЭ. Способы решения этих уравнений предложены в 3 главе.

Для обеспечения условий работоспособности ЭУ (температурного режима) корректируются следующие параметры ЭУ:

1. Корректируется площадь поверхности АЭ. Например, для уменьшения времени охлаждения активного элемента, следует изменить круглое сечение на прямоугольное (проволоку заменить на ленту). В этом случае увеличится площадь поверхности, а значит, увеличится конвективный теплообмен, что приведет к уменьшению времени охлаждения.

2. Увеличение скорости принудительного воздушного потока.

3. Степень погружения ротора в жидкость. При изменении степени погружения ротора в жидкость меняется время нахождения АЭ на воздухе и в воде, а значит время нагрева и время охлаждения АЭ.

После корректировки параметров производится повторный расчет АЭ.

3. Динамический расчет

3.1. *Определение фактической угловой скорости*

Определяем сумму моментов всех сил, действующих на ротор относительно оси вращения. В соответствии с принципом Даламбера к каждому АЭ прикладываются центробежные и вращательные силы инерции Φ^ω , Φ^ε , которые определяются по формулам:

$$\Phi^\omega = M \cdot \omega^2 \cdot R, \quad (5.14)$$

$$\Phi^\varepsilon = M \cdot \varepsilon \cdot R = M \cdot \frac{d\omega}{dt} \cdot R, \quad (5.15)$$

где ε – угловое ускорение [рад/с²].

На рис. 5.9. показана схема ЭУ, с приложенными силами и моментами для пары АЭ.

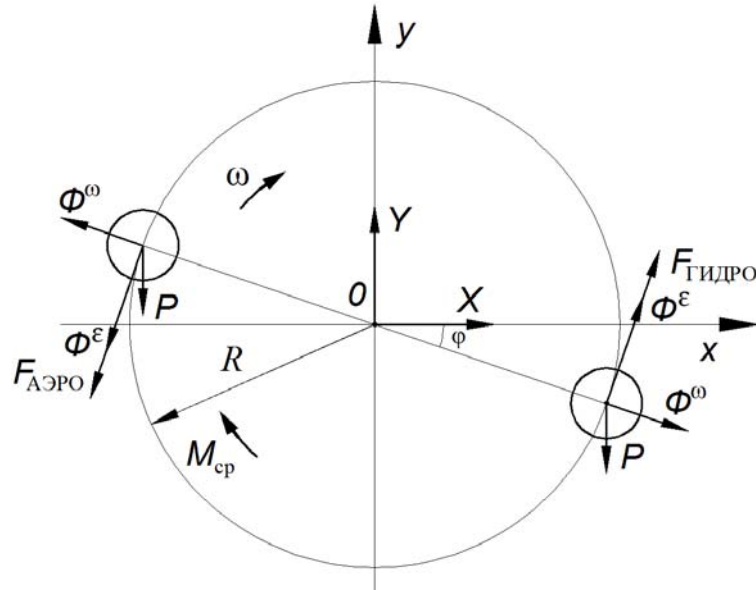


Рис. 5.9. Силы и моменты сил, действующие на ротор от пары АЭ

Сумма моментов всех сил относительно оси вращения ротора:

$$M_{ср} - \Phi^{\epsilon} \cdot R \cdot m - F_{ГИДРО} \cdot R \cdot \frac{m}{2} - F_{АЭРО} \cdot R \cdot \frac{m}{2} = 0 \quad (5.16)$$

где $M_{ср}$ – средний движущий момент от m АЭ (определяется в п.1.4.).

$F_{ГИДРО}$ – гидродинамическая сила сопротивления, действующая на АЭ:

$$F_{ГИДРО} = c_{x1} \cdot \frac{\rho_1 \cdot v^2}{2} \cdot F_M = \frac{1}{2} \cdot c_{x1} \cdot \rho_1 \cdot R^2 \cdot \omega^2 \cdot F_M \quad (5.17)$$

где c_{x1} – безразмерный коэффициент, который зависит от формы тела, его положения относительно направления движения и подобия критериев для жидкости; ρ_1 – плотность жидкости [кг/м³]; F_M – площадь миделевого сечения АЭ [м²]; v – линейная скорость движения модуля [м/с]; ω – угловая скорость ротора [рад/с].

$F_{АЭРО}$ – аэродинамическая сила сопротивления, действующая на АЭ:

$$F_{АЭРО} = c_{x0} \cdot \frac{\rho_0 \cdot v^2}{2} \cdot F_M = \frac{1}{2} \cdot c_{x0} \cdot \rho_0 \cdot R^2 \cdot \omega^2 \cdot F_M \quad (5.18)$$

где c_{x0} – безразмерный коэффициент, который зависит от формы тела, его положения относительно направления движения и подобия критериев для воздуха; ρ_0 – плотность воздуха [кг/м³].

Сумма моментов от сил тяжести равна нулю, так как четное количество АЭ и силы сбалансированы. Сумма моментов центробежных сил инерции так же

равна нулю, так как линия действия этих сил проходит через центр вращения ротора.

После подстановки в (5.16) выражений (5.15), (5.17) и (5.18):

$$M_{cp} - M \cdot \frac{d\omega}{dt} \cdot R^2 \cdot m - \frac{m}{4} \cdot c_{x\epsilon} \cdot \rho_{\epsilon} \cdot R^3 \cdot \omega^2 \cdot F_M - \frac{m}{4} \cdot c_{x\omega} \cdot \rho_{\omega} \cdot R^3 \cdot \omega^2 \cdot F_M = 0 \quad (5.19)$$

Решением дифференциального уравнения (5.19) будет функция $\omega=f(\varphi)$. Средняя величина функции $\omega=f(\varphi)$ на участке от 0 до $2\pi/m$ является средней фактической скоростью ротора (ω_{cp}).

Фактическая угловая скорость приводится в соответствие с угловой скоростью определенной в п.2.2. путем уменьшения или увеличения аэродинамических и гидродинамических сил сопротивления или изменением задаваемой скорости в п.1.4.

5.3. Пример расчета АЭ

Энергетическая установка, показанная на рис.5.10, состоит из ротора – 1 и статора – 2. На роторе, через спицы – 3, устанавливаются шесть или более модулей – 4, оси которых параллельны оси ротора. На выходе из воды шестерня – 5 каждого модуля поочередно входит в зацепление с зубчатым сектором – 6 статора.

Модуль состоит из АЭ –7, выполненных в виде проволоки прямоугольного или круглого сечения натянутых в исходном состоянии по образующим цилиндра и закреплённых на расположенных по торцам цилиндра дисках – 8, жёстко зафиксированных в осевом направлении. АЭ проходят через отверстия в шестерни.

Работа активного элемента в составе рассматриваемой энергетической установки заключается в следующем.

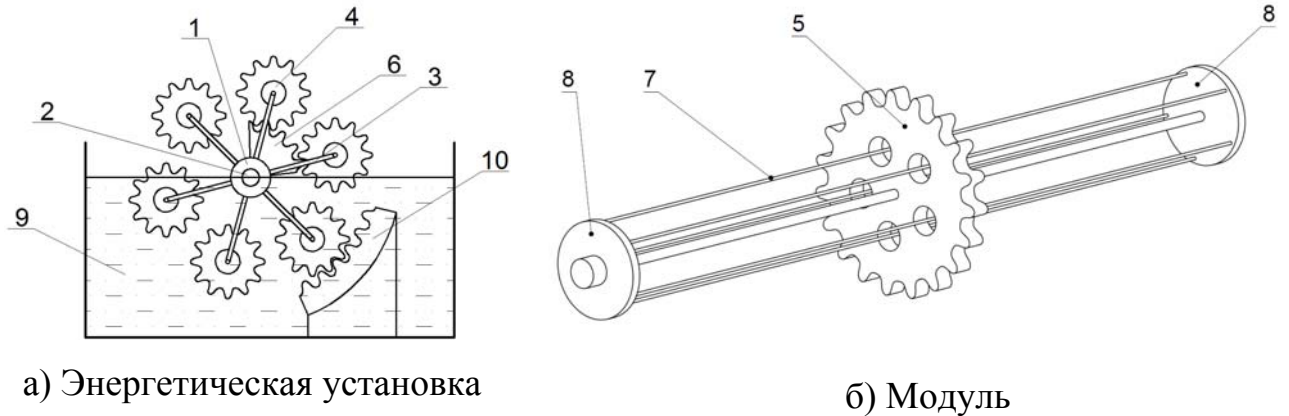


Рис. 5.10. Схема энергетической установки
 1 – ротор; 2 – статор; 3 – спицы; 4 – модули; 5 – шестерня; 6 – зубчатый сектор в среде охлаждения; 7 – АЭ; 8 – диски; 9 – среда нагрева; 10 – зубчатый сектор в среде нагрева

Предварительно сдеформированный на величину ε_n АЭ погружается в среду нагрева – 9, где нагревается до температуры $T \geq A_K$. При этом должно быть выполнено условие: $T_1 > A_K$, где T_v – температура воды. В процессе нагрева происходит процесс восстановления деформации, подводимое к АЭ тепло преобразуется в механическую работу, и движение через кинематические связи (сектор – 10) передаётся ротору, скорость которого и развиваемое полезное усилие определяется свойствами материала, силами сопротивления и скоростью нагрева.

Во второй фазе АЭ движущимся ротором выводится в воздушную среду, где охлаждается до температуры $T < M_H$ и затем снова деформируется на величину ε_n через сектор – 6, за счёт сил развиваемых АЭ, находящимися в этот момент в воде. Принудительная деформация с целью минимизации требуемого усилия должна происходить в диапазоне температур $M_H - M_K$.

5.3.1. Исходные данные

Параметры АЭ:

- материал АЭ – бинарный сплав системы никель–титан;
- температуры фазовых превращений: $A_H = 40^\circ \text{ C}$; $A_K = 45^\circ \text{ C}$; $M_H = 40^\circ \text{ C}$; $M_K = 30^\circ \text{ C}$;
- размеры поперечного сечения АЭ: $b_s = 2,5 \text{ мм}$; $h_s = 0,3 \text{ мм}$;

- исходная деформация – $\varepsilon_{и} = 0,06$ (соответствует $\varphi_p = 180^\circ$);
- деформация рабочего хода – $\varepsilon_p = 0,04$;
- теплоёмкость – 400 [Дж/кг $^\circ$ С];
- плотность – $\rho = 6450$ [кг/м 3].
- модуль упругости в аустенитном состоянии $E_A = 1300 \cdot 10^6$ [Па];
- модуль упругости в мартенситном состоянии $E_M = 500 \cdot 10^6$ [Па];
- диаграмма деформирования никелида титана приближенно рассчитывается

по формулам:

- при нагреве в интервале температур $A_H - A_K$ (напряжение возврата):

$$\sigma_s = E_A \cdot (\varepsilon_u - \varepsilon_{и})^{m1} \quad (5.20)$$

- в мартенситном состоянии:

$$\sigma_m = E_M \cdot \varepsilon_m^{m2} \quad (5.21)$$

где $m1 = 1/3$; $m2 = 0,25$.

Параметры ЭУ:

- количество модулей – 6;
- количество АЭ в модуле – 4;
- диаметр ротора (межцентровое расстояние модулей) – D_p , мм;
- диаметр диска (к которым крепятся АЭ) – $d_d = 0,015$ м;
- диаметр шестерни ротора – $D_{ш}$, мм;
- диаметр зубчатого сектора статора в области охлаждения – $D_{со}$, мм;
- диаметр зубчатого сектора статора в области нагрева – $D_{сн}$, мм;
- угловое расстояние зубчатого сектора статора в области охлаждения и нагрева – $\varphi_{со} = \varphi_{сн}$.

Параметры сред. Параметры среды нагрева и среды охлаждения приведены в таблице 5.2.

Таблица 5.2. Параметры сред

Параметры сред	Среда охлаждения	Среда нагрева
Температура [$^{\circ}\text{C}$]	20	50
Плотность [$\text{кг}/\text{м}^3$]	1,2	1000
Теплоёмкость [$\text{Дж}/\text{кг}^{\circ}\text{C}$]	1000	4200
Теплопроводность [$\text{Вт}/\text{м}^{\circ}\text{C}$]	$2,6 \cdot 10^{-6}$	1,37
Кинематическая вязкость [$\text{м}^2/\text{с}$]	$15,6 \cdot 10^{-6}$	10^{-6}
Коэффициент динамической вязкости [$\text{Па} \cdot \text{с}$]	$1,91 \cdot 10^{-6}$	10^{-4}
Коэффициент объёмного расширения [$1/^{\circ}\text{C}$]	0,00367	–

5.3.2. План расчета

Расчет геометрии ЭУ (рис. 5.11)

Полагаем, что диаметр зубчатого сектора статора в области охлаждения D_{co} равен диаметру шестерни $D_{ш}$, мм;

$$D_{co} = D_{ш} \quad (5.22)$$

Размеры диаметров шестерни модуля, зубчатого рабочего сектора статора в области нагрева и охлаждения должны удовлетворять условию:

$$D_{сн} = D_{co} + 2D_{ш} = 3D_{ш} \quad (5.23)$$

Передаточное отношение зацепления в рабочей зоне (области нагрева):

$$i_{ш сн} = 1 - \frac{D_{сн}}{D_{ш}} = -2 \quad (5.24)$$

Передаточное отношение зацепления в области охлаждения:

$$i_{ш co} = 1 + \frac{D_{co}}{D_{ш}} = 2$$

Диаметр ротора:

$$D_p = D_{co} + D_{ш} = 2D_{ш}$$

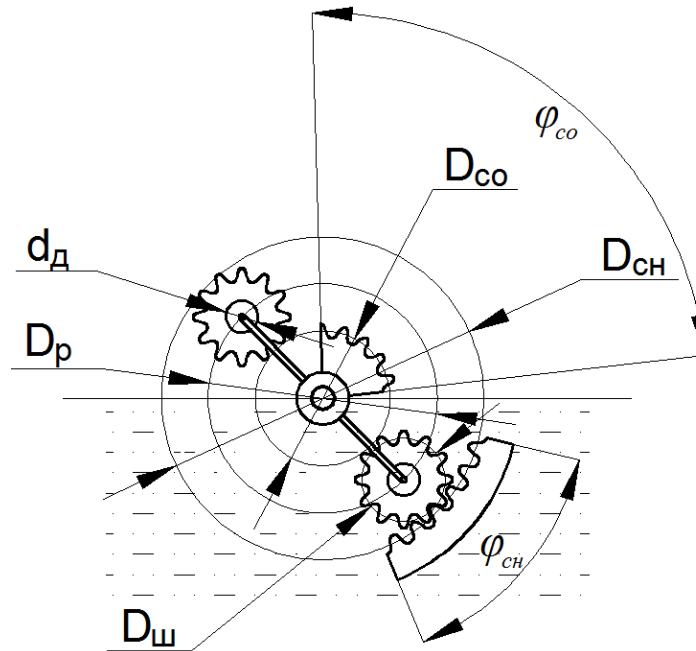


Рис. 5.11. Расчет геометрии ЭУ

Расчет активного модуля

Если в мартенситном состоянии шестерню повернуть на некоторый угол φ , то АЭ повернется на угол γ . При этом АЭ получит относительное удлинение

$$\varepsilon = \frac{l_1 - l_0}{l_0} \quad (5.25)$$

где l_0 и l_1 – соответственно начальная и конечная длина АЭ.

Связь между деформацией ε и углом φ может быть определена из простых геометрических соображений:

$$0,5 \varphi d_d = \sqrt{l_1^2 - l_0^2} \quad (5.26)$$

где d_d – диаметр диска, к которому крепятся активные элементы.

После преобразований с учётом (5.25) получим:

$$\varphi = \frac{2l_0}{d_d} \sqrt{(1 + \varepsilon)^2 - 1} \quad (5.27)$$

Согласно формуле (5.27), угол вращения модуля, соответствующий исходной деформации ε_n равен:

$$\varphi_u = \frac{2l_0}{d_d} \sqrt{(1 + \varepsilon_u)^2 - 1} \quad (5.28)$$

Принято, что величина ε_u соответствует углу поворота шестерни на угол $\varphi_u = 180^\circ$, тогда длина АЭ из формулы (5.25):

$$l_0 = \frac{\varphi_u \cdot d_d}{2 \cdot \sqrt{(1 + \varepsilon_u)^2 - 1}} = \frac{2 \cdot \pi \cdot 0,015}{2 \cdot \sqrt{(1 + 0,06)^2 - 1}} = 0,134 \text{ [м]} \quad (5.29)$$

Начальный угол, соответствующий деформации $\varepsilon_0 = 0,02$ из формулы (3.25):

$$\varphi_0 = \frac{2 \cdot 134}{15} \sqrt{(1 + 0,02)^2 - 1} = 3,591 \text{ рад} = 205^\circ \quad (5.30)$$

Рабочий угол

$$\varphi_p = \varphi_u - \varphi_0 = 360^\circ - 205^\circ = 155^\circ \quad (5.31)$$

Момент, развиваемый модулем в процессе рабочего хода равен:

$$M_{pm} = 0,5n_3 T_3 d_u \quad (5.32)$$

Здесь

n_3 – число АЭ в модуле;

$$T_3 = P_3 \sin \gamma \quad (5.33)$$

$P_3 = \sigma_3 F_3$ – усилие, развиваемое АЭ в процессе восстановления;

$$\gamma = \frac{(\varphi_u - \varphi_0) \cdot d_u}{2L_0(1 + \varepsilon_u - \varepsilon_0)} \quad (5.34)$$

F_3 – площадь сечения АЭ;

ε_0 – текущая деформация восстановления, соответствующая текущему углу восстановления φ_0 ;

σ_3 – напряжение возврата.

Напряжение, генерируемое АЭ в начале и в конце рабочего хода согласно (5.15):

$$\sigma_u = 1300(0,06 - 0)^{1/3} = 500 \text{ МПа} \quad (5.35)$$

$$\sigma_p = 1300(0,06 - 0,04)^{1/3} = 355 \text{ МПа} \quad (5.36)$$

Угол сдвига в начале и в конце рабочего хода согласно (5.34):

$$\gamma_u = \frac{(2 \cdot 3,14 - 0) \cdot 15}{2 \cdot 134(1 + 0,06 - 0)} = 0,332 \quad (5.37)$$

$$\gamma_p = \frac{(2 \cdot 3,14 - 2,7) \cdot 15}{2 \cdot 134(1 + 0,06 - 0,04)} = 0,197 \quad (5.38)$$

Усилие, развиваемое АЭ в начале и в конце рабочего хода:

$$P_{\text{эи}} = 500 \times 0,75 = 375 \text{ Н} \quad (5.39)$$

$$P_{\text{эп}} = 355 \times 0,75 = 265 \text{ Н} \quad (5.40)$$

Момент, развиваемый модулем в начале и в конце рабочего хода из формулы (3.12) с учётом (3.13):

$$M_{pu} = 0,5 \times 4 \times 375 \times (\sin 0,332) \cdot 15 = 3670 \text{ Нмм} = 3,67 \text{ Нм} \quad (5.41)$$

$$M_{pp} = 0,5 \times 4 \times 265 \times (\sin 0,197) \cdot 15 = 1560 \text{ Нмм} = 1,56 \text{ Нм} \quad (5.42)$$

Момент на колесе соответственно в начале и в конце рабочего хода:

$$M^k_{pu} = M_{pu} i_{\text{ш.сн}} = 3,5 \times 2 = 7,34 \text{ Нм}; \quad (5.43)$$

$$M^k_{pp} = M_{pp} i_{\text{ш.сн}} = 1,56 \times 2 = 3,12 \text{ Нм}. \quad (5.44)$$

На пассивном участке (в области охлаждения) диаграмма деформирования определяется по формуле (5.2)

Расчёт момента сопротивления сведён в таблицу 5.3.

Таблица 5.3. Расчёт момента сопротивления

ε_m	0,01	0,02	0,04	0,06
σ_m , МПа	160	190	200	250
P , Н	120	142,5	150	187,5
γ рад	0,142	0,2	0,275	0,332
M_m , Нм	0,54	0,85	1,2	1,83
$M^k_m = i_{\text{ш.со}} M_m$, Нм	1,08	1,7	2,4	3,66

Расчёт тепловых режимов

Составляющая принудительной конвекции как при нагреве (в воде), так и при охлаждении (на воздухе) превышает остальные составляющие примерно на порядок и, следовательно, является определяющей. При этом нагрев АЭ в воде происходит за время Δt_B не более 5×10^{-4} . Поэтому динамический режим работы ЭУ полностью зависит от скорости охлаждения, которая существенно ниже

скорости нагрева и инерционных свойств системы, которые будут определены ниже. С учётом сказанного примем, что время охлаждения (за 0,5 оборота колеса) Δt_c должно быть не более 0,03 с, что соответствует числу оборотов $n_k = 1000$ об/мин или угловой скорости $\omega_k = 104,7$ 1/с.

Из формулы 3.6 получаем:

$$r_c = - \frac{\ln \frac{T - T_c}{T_0 - T_c}}{\Delta t_c} = - \frac{\ln \frac{30 - 20}{50 - 20}}{0,03} = 36,6 \text{ 1/с} \quad (5.45)$$

Далее находим

$$B_c = r_c C_M M_0 = 36,6 \times 0,4 \times 0,65 = 9,5 \text{ Вт с/град} \quad (5.46)$$

где $M_0 = F_0 L_0 \rho = 0,75 \cdot 10^{-2} \times 13,4 \times 6,45 = 0,65$ г

Из формулы (3.4):

$$G_c = B_c / C_{pc} \gamma_c, \quad (5.47)$$

где $G_c = F_M U_c = F_M \times 0,5 \pi D_p$, $F_M = b_0 L_0 = 2,5 \times 134 \times 10^{-6} = 3,35 \cdot 10^{-4}$ м².

Отсюда определяем минимальный диаметр ротора:

$$D_p = \frac{2B_c}{C_{pc} \gamma_c F_M \omega_k} = \frac{2 \cdot 9,5}{1000 \cdot 1,2 \cdot 3,35 \cdot 10^{-4} \cdot 104,7} = 0,45 \text{ м} \quad (5.48)$$

- диаметр шестерни ротора – $D_{ш} = D_p/2 = 0,225$ м

- диаметр зубчатого сектора статора в области охлаждения – $D_{co} = D_{ш} = 0,225$ м;

– диаметр зубчатого сектора статора в области нагрева – $D_{cn} = 3D_{ш} = 0,675$ м;

Динамический расчет

Движущий момент определяется по формуле:

$$M^k_{\partial} = M^k_{pp} - M^k_m - M^k_c,$$

где M^k_c – момент сопротивления.

Расчёт ведётся графоаналитическим методом. Полученный график можно очень приближённо аппроксимировать функцией:

$$M_{\partial i}^k = M_0 \left(I - \frac{\varphi - \sum_{i=1}^{n-1} \varphi_k}{\varphi_k} \right) \quad (5.49)$$

где $\varphi_k = 360^0/n$; n – число активных модулей.

Уравнение движения колеса при этом:

$$I \ddot{\varphi} - M_0 \left(I - \frac{\varphi - \sum_{i=1}^{n-1} \varphi_k}{\varphi_k} \right) = 0 \quad (5.50)$$

Или:

$$\ddot{\varphi} + \beta^2 \varphi = \beta^2 \varphi_k \left(I + \frac{\sum_{i=1}^{n-1} \varphi_k}{\varphi_k} \right) \quad (5.51)$$

где $\beta^2 = M_0 / I \varphi_k$.

Характеристическое уравнение:

$$r^2 + \beta^2 = 0, \quad (5.52)$$

откуда $r = \pm i \beta$.

Следовательно, решение уравнения получаем в виде:

$$\varphi = C_1 \cos \beta t + C_2 \sin \beta t + \varphi_k \left(I + \frac{\sum_{i=1}^{n-1} \varphi_k}{\varphi_k} \right) \quad (5.53)$$

Постоянные интегрирования находятся из начальных условий:

$$t = 0, \varphi = 0, \dot{\varphi} = 0$$

$$C_1 = - \varphi_k \left(I + \frac{\sum_{i=1}^{n-1} \varphi_k}{\varphi_k} \right); C_2 = 0.$$

Следовательно:

$$\varphi = \varphi_{\kappa} \left(1 + \frac{\sum_{i=1}^{n-1} \varphi_{\kappa}}{\varphi_{\kappa}} \right) (1 - \cos \beta t) \quad (5.54)$$

$$\dot{\varphi} = \varphi_{\kappa} \left(1 + \frac{\sum_{i=1}^{n-1} \varphi_{\kappa}}{\varphi_{\kappa}} \right) \beta \sin \beta t \quad (5.55)$$

Расчёт по формулам (5.54) и (5.55) ведётся численным методом. В общем виде можно записать:

$$\dot{\varphi} = \varpi_i = k_i \phi_{\kappa} \beta \quad (5.56)$$

Результаты расчёта неустановившегося режима движения ротора ЭУ приведен на рис. 5.13, из которого следует, что при принятых в расчёте параметрах за 5,5 оборотов скорость движения устанавливается примерно равной $n = 1000$ об/мин.

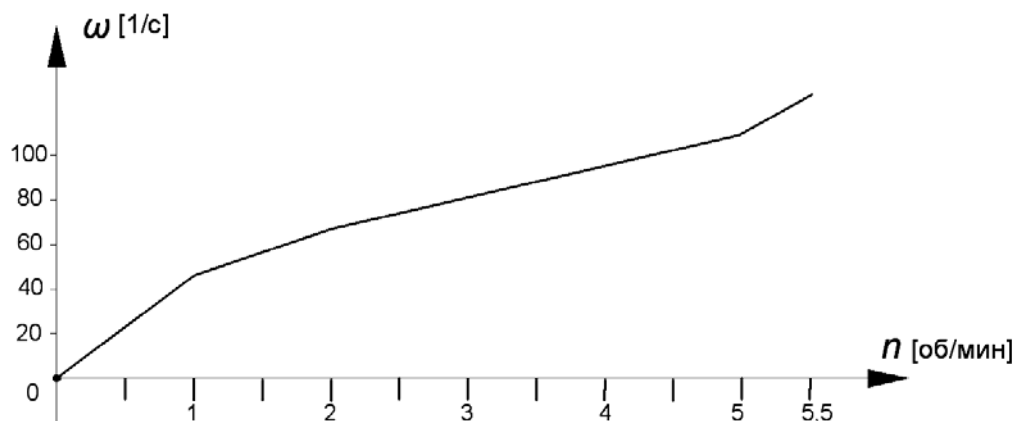


Рис. 5.12. Зависимость скорости ротора от частоты вращения

Полезная мощность, развиваемая ЭУ определяется по следующей зависимости:

$$N_p = \frac{M_p n}{9740}, \text{ кВт} \quad (5.57)$$

где $M_p = \frac{M_0 - M_{0i}}{2}$ – среднее значение полезного момента;

$M_{0i} = \beta_i^2 I \phi_{\kappa}$ – максимальное значение полезного момента, соответствующее угловой скорости ϖ_i .

С учётом формулы (5.56) получаем:

$$M_{0i} = \left(\frac{\varpi_i}{k_i} \right)^2 \frac{I}{\phi_k} \quad (5.58)$$

Рассчитанная по формуле (5.57) зависимость $N_p = f(n)$ приведена на графике (рис. 5.14).

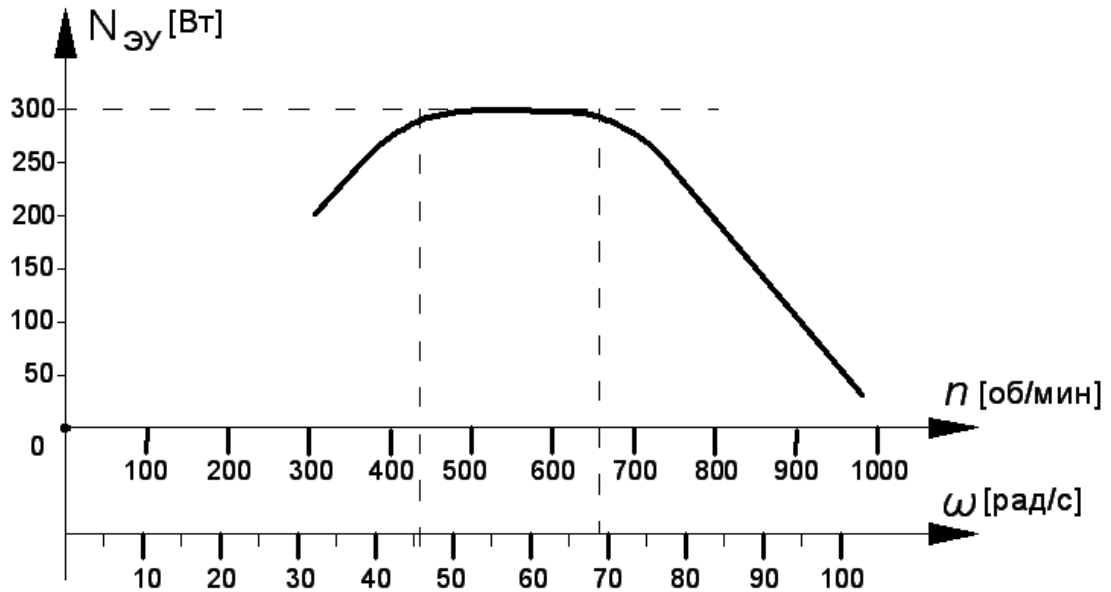


Рис. 5.13. Зависимость вырабатываемой мощности ЭУ от числа оборотов

Из приведенного графика следует, что при выбранных параметрах ЭУ при оптимальном режиме ($n = 500$ об/мин) развиваемая мощность равна 0,3 кВт.

При расчете важное значение имеет вопрос выбора типа АЭ по эффективности. Основными показателями эффективности является масса и стоимость изделия. Это определяется энергоемкостью АЭ, которая характеризует полноту использования нагрузочной способности АЭ. В качестве примера рассматриваются АЭ, работающий на кручение, выполненный в виде круглой трубки, и АЭ работающий на изгиб, выполненный в виде плоской пластины. При условии, что эти АЭ имеют одинаковый рабочий ход и одинаковое усилие и выполнены из сплава системы Ni–Ti.

На рис.5.13. показан график зависимости вырабатываемой мощности ЭУ от числа оборотов.

Известно, что при заданной мощности ЭУ увеличение угловой скорости приводит к уменьшению потребного момента. График зависимости момента от угловой скорости при мощности 300 Вт показана на рис. 5.14.

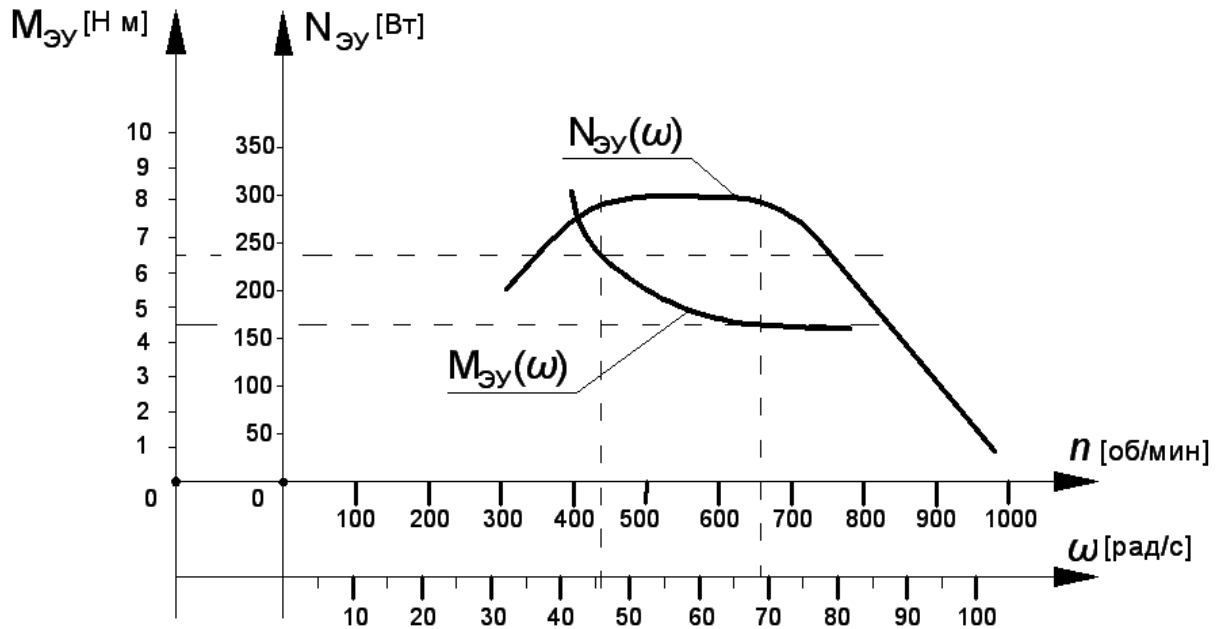


Рис. 5.14. Зависимость вращающего момента от угловой скорости при максимальной мощности 300 Вт.

Для выбранного диапазона скоростей — 46...68 рад/с определяются максимальный и минимальный крутящий момент:

$$M_{ЭУ \max} = 6,5 [Н \cdot м]$$

$$M_{ЭУ \min} = 4,4 [Н \cdot м]$$

Далее будет вестись расчет для максимального крутящего момента.

Изгиб

Активный элемент, работающий на изгиб, рассматривается в составе энергетической установки показанной на рис.5.1.б.

Исходные данные:

ширина пластина $h = 10$ мм;

рабочий ход $l_p = 20$ мм;

число АЭ $m_1 = 12$.

Исходная деформация $\varepsilon_{исх} = 0,06$

Деформация рабочего хода $\varepsilon_p = 0,04$

На рис. 5.15. показана деформация АЭ.

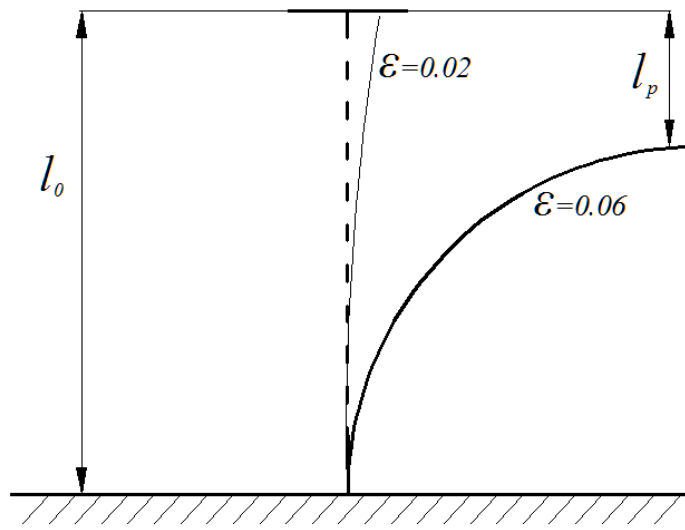


Рис. 5.15. Деформация АЭ в форме пластины

Момент, генерируемый АЭ при изгибе, определяется соотношением (3.85) [39]:

$$M_u = \frac{I_x^* E}{h^m} (\varepsilon_{исх} - \varepsilon_\theta)^m \quad (5.59)$$

где $\varepsilon_{исх}$, ε_θ — исходная деформация и деформация восстановления; h — толщина пластины; $m = 1/3$.

Момент инерции сечения пластины (3.86):

$$I_x^* = \frac{b \cdot h^{m+2}}{(m+2) \cdot 2^{m+1}} = \frac{0,01 \cdot h^{(1/3+2)}}{(1/3+2) \cdot 2^{(1/3+1)}} = 0,00085 \cdot h^{7/3} \quad (5.60)$$

Изгибающий момент достигает максимального значения при исходной деформации, тогда толщину пластины можно определить подстановкой (5.60) в (5.59):

$$h = 3,8 [\text{мм}]$$

При этом длина АЭ:

$$l_0 = 100 [\text{мм}]$$

Масса активного элемента:

$$M_{АЭ}^M = \rho_{АЭ} \cdot h \cdot b \cdot l_0 = 6450 \cdot 0,0038 \cdot 0,01 \cdot 0,1 = 0,024 [\text{кг}] = 24 [\text{г}] \quad (5.61)$$

Масса всех АЭ:

$$M_{АЭ}^\Sigma = 12 \cdot M_{АЭ}^M = 0,3 [\text{кг}] = 288 [\text{г}] \quad (5.62)$$

Кручение

Активный элемент, работающий на кручение, рассматривается в составе энергетической установки показанной на рис.5.10.

Параметры АЭ:

угол закручивания $\varphi_p = 90^\circ$;

внутренний диаметр $d_1 = 5$ мм;

внешний диаметр d_2 ;

длина l_0 ;

исходная деформация $\varepsilon_{исх} = 0,06$;

деформация рабочего хода $\varepsilon_p = 0,04$;

число АЭ $m_2 = 12$.

Момент, генерируемый АЭ при кручении, определяется соотношением

(3.78) [39]:

$$M_u = \frac{G \cdot I_x^*}{(0,5 \cdot d_2)^m} (\gamma_u - \gamma_\varepsilon)^m \quad (5.63)$$

где

$G = \frac{E}{3}$ – модуль упругости при сдвиге;

$\gamma_u, \gamma_\varepsilon$ – исходная деформация сдвига и деформация сдвига при восстановлении.

$$\gamma = \varepsilon \cdot \sqrt{3} \quad (5.64)$$

Момент инерции сечения трубки круглого сечения (3.80) [39]:

$$I_{кр}^* = 2\pi \frac{\left(\frac{d_2}{2}\right)^{m+3}}{m+3} (1 - k^{m+3}) \quad (5.65)$$

$$k = d_1 / d_2$$

При расчете принимаются следующие начальные условия:

внешний диаметр АЭ – 8...10 мм;

$$k \approx 0,9$$

тогда внутренний диаметр $d_1 = 7,2$ мм

Крутящий момент достигает максимального значения при исходной деформации, тогда толщину пластины можно определить из уравнения (5.63), которое после подстановки запишется:

$$M_u = M_{\text{ЭВ}}^1 = \frac{G \cdot I_x^*}{(0,5 \cdot d_2)^m} (\gamma_u)^m = \frac{(E/3) \cdot (\varepsilon \cdot \sqrt{3})^m}{(0,5 \cdot d_2)^m} \cdot 2\pi \frac{(0,5 \cdot d_2)^{m+3}}{m+3} (1 - k^{m+3}) \quad (5.66)$$

Из выражения (5.66) определяется внешний диаметр d_2 :

$$d_2 = 7,9 \text{ [мм]}$$

Площадь сечения АЭ:

$$F_{\text{АЭ}} = \frac{\pi \cdot (d_2^2 - d_1^2)}{4} = \frac{\pi \cdot (0,0079^2 - 0,0072^2)}{4} = 8,3 \cdot 10^{-6} \text{ [м}^2\text{]} \quad (5.67)$$

Длина АЭ определяется по формуле (3.75) [39]:

$$L = \frac{\varphi_p \cdot (0,5 \cdot d_2)}{(\gamma_u)} = \frac{(0,5 \cdot \pi) \cdot (0,5 \cdot 0,0079)}{(\sqrt{3} \cdot 0,06)} = 0,06 \text{ [м]} = 60 \text{ [мм]} \quad (5.68)$$

Масса одного АЭ:

$$M_{\text{АЭ}}^m = \rho_{\text{АЭ}} \cdot F_{\text{АЭ}} \cdot L = 6450 \cdot 8,3 \cdot 10^{-6} \cdot 0,06 = 3,1 \cdot 10^{-3} \text{ [кг]} = 3,1 \text{ [г]} \quad (5.69)$$

Масса всех АЭ:

$$M_{\text{АЭ}}^\Sigma = 12 \cdot M_{\text{АЭ}}^m = 37,2 \text{ [г]} \quad (5.70)$$

Расчеты показывают, масса АЭ в форме трубки круглого сечения почти в восемь раз меньше чем масса АЭ форме пластины. Это доказывает, что с позиции эффективного использования материала выгодней использовать АЭ, который работает на кручение.

Выводы главы 5

1. На основе уравнений термодинамики, теории упругости, аэродинамики и гидравлики разработан метод расчета активного элемента для энергетической установки турбинного типа, работающей в двух средах.
2. Представленный пример расчета активного элемента для энергетической установки турбинного типа подтвердил возможность применения разработанного метода.
3. Сравнение типов АЭ с позиции эффективного использования материала показало, что использование АЭ работающего на кручение наиболее эффективно по сравнению с АЭ работающим на изгиб.

Заключение

1. Установлено, что в интервале температур мартенситных превращений A_H - A_K повышенное потребление энергии связано с кристаллическим переходом мартенсит – аустенит и затратами энергии на фактически произведенную механическую работу.
2. На основе экспериментальных исследований определена энергия, затрачиваемая на превращение моноклинной структуры кристалла в объёмно-центрированную кубическую решётку и соответствующая теплоемкость для сплавов системы Ni-Ti.
3. На основе экспериментальных исследований определена энергия, затрачиваемая на совершение механической работы, и определена теплоемкость соответствующая фактической механической работе для сплавов системы Ni-Ti.
4. На основе комплексного подхода, с учетом взаимодействия АЭ с окружающими средами, разработан метод расчета и проектирования АЭ, для энергетической установки турбинного типа, работающей в двух средах;
5. На основе экспериментальных исследований разработан вариант подготовки АЭ к работе в составе ЭУ, для обеспечения стабильности механических характеристик, с коэффициентом восстановления деформации равным единице.
6. Определены основные требования к качеству сплава и заготовки для активных элементов, работающих в составе ЭУ.
7. Разработан способ оптимизации выбора типа АЭ с учетом энергоемкости.

Список литературы

1. Абдрахманов С.А., Дюшкеев К.Д. Феноменологическая теория эффекта отрицательной ползучести // Проблемы прочности –1991, №2.
2. Андронов И. Н., Богданов Н. П., Вербаховская Р. А., Северова Н. А. Механические свойства материалов с эффектом памяти формы при сложном температурно–силовом воздействии и ортогональном нагружении / Монография / Ухта 2010.
3. Башанова Н.Н., Жебышева Н.Ф., Федотов С.Г., Чернов Д.Б. Эффект памяти формы и мартенситное превращение в легированном никелиде титана // Металловед. и терм. – обр. мет. – 1986. – №7. – С. 22–24 (РЖМет, 1986. 12И202).
4. Белоусов О. К., Терентьев В. Ф., Коган И. С. Свойства монокелида титана при пластическом деформировании.–Металловедение и термическая обработка, 1975, № 5, с. 12–14.
5. Займовский В.А. Эффект памяти формы в сплавах. Пер. с англ. – М., 1979, 217 с.
6. Захарова М.И., Кокоев Г.Н. Мартенситные характеристики в легированных сплавах никелида титана // Металлофизика. – 1990. – 12, №3. – С. 122–123.
7. Зенкевич О. Метод конечных элементов в технике. – М.: Мир, 1975, 542 с.
8. Ида Набухиро. Механизмы с эффектом памяти формы. – Киндзоку, Metals and Technol., 1985, №8, pp/ 46–50 (РЖ, 1986, 1.48.434).
9. Корнилов И. И., Белоусов О. К. Качур Е. В. Никелид титана и другие сплавы с эффектом "памяти", – М.: Наука, 1977. – 180 с. (РЖМет, 1977, 7И12К).
10. Коллеров М.Ю., Ламзин Д.А. Усталостные свойства сплавов на основе никелида титана и их влияние на долговечность имплантатов. /диссертация на соискание ученой степени к.т.н., Москва 2008.
11. Крахин О.И., Глезерман Е.Г., Белотелов Ю.А. Некоторые вопросы проектирования и расчета приводов одноразового действия// Современные проблемы динамики машин и их синтез. М. МАИ, 1985.

12. Крахин О.И., Кузнецов А.П., Расчеты конструкций из сплавов с памятью, Москва: Янус–К, 2011. – 308 с.
13. Крахин О.И. Конструкции из материалов с термомеханической памятью и их расчет. – Деп. в п/я Р–6704 №3–8530, 1987.
14. Крахин О.И., Кузнецов А.П., Сплавы с памятью и их применение в технике, Москва: Янус–К, 2011. – 212 с.
15. Крахин О.И., Зенин В.А., Фатьянов С.А. Термомеханические двигатели и энергетические установки на основе сплавов с памятью// Вестник МАИ; М. 2010, с 120–130.
16. Крахин О.И., Каштанов В.В. Оценка энергоёмкости элементов из сплавов с памятью Тезисы докладов XIII Петербургских чтений по проблемам прочности, 12 – 14 марта 2002 г., Санкт–Петербург.
17. Крахин О. И., Щетинкин Д. А. Классификация активных элементов термомеханических двигателей и рекомендации по их выбору, Сборник тезисов Санкт–Петербург 2006 XVI Петербургские чтения по проблемам прочности. Санкт–Петербург, 14–16 марта 2006 г.: сборник тезисов. СПб., 2006, 254 с.
18. Крахин О.И., Каштанов В.В. Расчёт активных элементов из сплавов с памятью для энергетических установок, Сборник тезисов XIV Петербургские чтения по проблемам прочности, Санкт–Петербург, 2003.
19. Крахин О.И., Зенин В.А. Энергетическая установка на основе элементов из сплавов с памятью. Труд 7–й международной конференции “Авиация и космонавтика – 2008”, Москва, 20–23 октября 2008 г.
20. Лихачев В.А., Малинин В.Г. Структурно –аналитическая теория прочности. – Спб.: Наука, 1993.
21. Лихачев В.А., Кузьмин С.Л., Каменцева З.П.: Эффект памяти формы. – Л.: Изд–во Ленингр. университета, 1987. – 216 с.
22. Лохов В.А., Няшин Ю.И., Кучумов А.Г. Сплавы с памятью формы: применение в медицине. Обзор моделей, описывающих их поведение. Российский журнал биомеханики, 2007, том 11, № 3: 9–27.

23. Мергазизов М.З., Гюнтер В.Е., Итин В.И. и др. Сверхэластичные импланты и конструкции из сплавов с памятью формы в стоматологии: Quintessenz Veriags GmbH, Berlin, 231 p.
24. Мовчан А.А., Чжо Ту Я. Анализ нелинейного деформирования сплавов с памятью формы при термомеханических и электрических воздействиях /диссертация на соискание ученой степени к.т.н., Москва 2009.
25. Мовчан А.А., Ньюнт Со. Постановка и решение связанных задач термомеханики для сплавов с памятью формы / диссертация на соискание ученой степени к.т.н., Москва 2005.
26. Мовчан А.А., Тант Зин Аунг. Деформационное упрочнение и реономные свойства сплавов с памятью формы /диссертация на соискание ученой степени к.т.н., Москва 2010.
27. Мовчан А.А., С.А. Казарина. Условие осуществления замкнутого конструктивного двухпутевого эффекта памяти формы. /диссертация на соискание ученой степени к.т.н., Москва 1998.
28. Мовчан А. А., Сильченко Л. Г., Устойчивость стержня, претерпевающего прямое или обратное мартенситное превращение под действием сжимающих напряжений. Прикладная механика и техническая физика. 2003. Т. 44, № 3.
29. Мовчан, А.А. Микромеханические определяющие уравнения для сплавов с памятью формы / А.А. Мовчан // Проблемы машиностроения и надежности машин. – 1994. – № 6. – С. 47–53.
30. Мовчан, А.А. Микромеханический подход к описанию деформации мартенситных превращений в сплавах с памятью формы / А.А. Мовчан // Известия академии наук России. Механика твердого тела. – 1995. – № 1. – С. 197–205.
31. Ооцука К., Симидзу К., Судзуки Ю., Сэкигути Ю. Тадаки Ц., Хомма Т., Миядзаки С. Сплавы с эффектом памяти формы: Пер. с яп. / – М.: Metallургия, 1990. – 221 с. (РЖМет, 1990, 6И27К).
32. Рябиков В.Е., Казаков В.Ю., Аленцин В.М. Расчет рабочего элемента термомеханического привода раскрытия крупногабаритной космической

конструкции // Материалы с эффектом памяти формы. Сборник докладов XXXI семинара “Актуальные проблемы прочности”. – Спб., 1995.

33. Сегерлинд Л. Применение метода конечных элементов. – М.: Мир, 1979, 392 с.

34. Сивоха В. П., Хачин В. Н. Мартенситные превращения и эффект памяти формы в сплавах системы TiNi–TiAu // Физ. мет. и металловед. – 1986. – 62. № 3. – С. 534–540 (РЖМет, 1986, 1И173).

35. Тихонов А. С., Герасимов А. П., Прохорова И. И. Применение эффекта памяти формы в современном машиностроении/– М.: Машиностроение, 1981. – 80 е., ил.

36. Хандрос Л.Г., Арбузова И.А. Металлы, электроны, решетки. Мартенситное превращение, эффект памяти и сверхупругость. “Наукова думка”, К., 1975, с. 109–143.

37. Хачин В.Н., Пушин В.Г., Кондратьев В.В. Никелид титана: Структура и свойства / – М.: Наука, 1992. – 160 с.

38. Хачин В. Н., Пушин В. Г., Сивоха В. П., Кондратьев В. В., Мусллов С. А., Воронин В. П., Золотухин Ю. С., Юрченко Л. И. Структура и свойства В2 – соединения титана III. Мартенситные превращения. // Физ. мет. и металловед. – 1989. – 67, № 4. – С. 756 – 766 (РЖМет. 1989, 9И152).

39. Хачин В. Н., Сивоха В. П., Пушин В. Г., Кондратьев В. В, Структура и свойства В2 – соединений титана. Неупругое поведение // Физ. мет. и металловед. – 1989. – 68, №4. – С. 715 – 722 (РЖМет, 1989. 9И152).

40. Хунджуа А.Г., Захарова М.И., Сорокин А.В. Мартенситное превращение в легированном никелиде титана // Металлофизика. – 1986. – 8, №2. – С. 38–42 (РЖМет, 1986. 7И18).

41. Хунджуа А.Г., Захарова М.И., Сорокин А.В. Структура X – фазы, формирующийся при старении сплавов на основе никелида титана // Физ. мет. и металловед. – 1986. – 31, №1. – С. 109–114 (РЖМет, 1986, 6И234).

42. Цветков Ф.Ф., Григорьев Б.А., Тепломассообмен: Учебное пособие для вузов. – М.: Издательство МЭИ, 2005. – 550с., ил.

43. Чернов Д.Б. Соединительные конструкции на основе эффекта “памяти формы”. 1986 г. – 194 с.

44. Чернов Д.Б., Монасевич Л.А., Башанова Н.Н., Паскаль Ю.И. Влияние меди на структурное превращение в TiNi по разрезам TiNi–TiCu и TiNi–Cu тройной системы Ti–Ni–Cu // Физ. мет. и металловед. – 1983. – 59, №6. – С. 1226–1228 (РЖМет, 1985, 10И202).
45. Чернов Д.Б. Работа термомеханического возврата никелида титана. – "Соединительные конструкции на основе эффекта памяти формы". М., 1986, с.125–159.
46. Banks. R. : Shape Memory Effects in Alloys, p. 537, Plenum, 1975.
47. Billy J., Karel V., Longuer S., Janak G. Termoelasticka Martensitika Transformacia CuAlNi Zliatinach s Tvarovou Pamaton. 'Kavove mater'. 1986, 24, n 5, 584–588.
48. Blackwood G.H., Chu C–C, Fanson J.L. and Sirlin S.W. 'Uncertainty Modelling for the Control of an Active Structure'. Adaptive Structures, ASME AD–Vol.15, 1989, pp. 43–51.
49. Blackwoode G.H. and von Flotow A.H. 'Experimental Component Mode Synthesis of Structures with Sloppy Joints', Proceedings of the 29th SDM Conference, Williamsburg, VA, April, 1988.
50. Buehler W.J., Wang F.W. A summary of recent research on the Nitinol alloys and their potential application in ocean engineering // Ocean Engineering. –1967. – № 1. – pp. 105 120.
51. E. Hornlogen. Schersystem in der Kristallen von Legierungen mit Formgedächtnis übernimmt die Rolle der Gelenke Maschinenmarkt // Würshurg–93. – 1987, №9, s.58–61.
52. J.F. Johnson, D. Reizez, G.S. Ovrevik. Erectable sstructure for a space enceronment. Keltik Industries, Inc. Пат. США № 3391889.
53. Katsutoshi Kuribayashi, A New Actuator of a Joint Mechanism Using Ti–Ni Allow Wire. The International Journal of Robofcies Research, vol,4, № 4, Winter 1986, p.p.47–58.
54. Tanaka K.A. Phenomenological description on thermomechanical behavior of shape memory alloys //J. Pressure Vessel Technology. – Trans. ASME 1990, v. 112, №2.
55. Tautzenberger P., Stockel D. Anwendung von Formgedacht–nis–tegerungen in der Technik. ZWF, 1986, – 81, №12, pp. 705–708. Lemme Charles D. Automatic tcekeup and

- overload protection device for shape memory metal actuator. Пат. № 4567549, США, заявл. 21.02.85. опубл. 28.01.86. МКИ У 03 67/06, Н 01 Н 61/04, НКН 362/279.
56. Tobushi H., Ikai A., Yamada S., Tanaka K., Lexcelent C. Thermomechanical properties of TiNi shape memory alloys // Journal de Physique IV. – 1996 A. – Vol. C1, No. 6. – pp. 385–393.
57. Tobushi H. et al. Cyclic deformation and fatigue behavior of a TiNi shape memory alloy wire subjected to rotating bending // Transactions of the ASME, Journal of Engineering Materials and Technology. – 1998. – Vol. 120, No. 1. – pp. 64–70.
58. Wilkes K.E., Liaw P.K. The fatigue behavior of shape–memory alloys // JOM. – 2000. – Vol. 52, № 10. – pp. 45–51.
59. ГОСТ Р 53462–2009. Соединения трубопроводов неразъемные термомеханические. Технические требования. –Переизд. Февраль 2011 г. – М.: Стандартиформ, 2010. – 5с.: ил. УДК 621.643.4:629.7:006.354.
60. ОСТ 1.00960–80 Соединения трубопроводов неразъемные термомеханические. Технические требования.
61. ОСТ 1.00879–77 Соединения трубопроводов с углом конуса 24 градуса. Технические требования.
62. ОСТ 1.00961–80 Муфты термомеханического соединения. Технические условия.
63. ОСТ 1.13681–80 Муфты термомеханического соединения. Конструкция и размеры.
64. RU 2089794, 11.07.1994, Гелиоустановка, Карминский В.Д.
65. SU 1560786, 30.04.1990, Способ работы мартенситного двигателя, Остапенко А.В. Ленинградский кораблестроительный институт.
66. SU 1746061, 05.06.1989, Способ изготовления теплового двигателя, Остапенко А.В., Носов Е.П., Филипов А.В., Куликов Л.Н., Фролов Л.С. Ленинградский кораблестроительный институт и Ломоносовский филиал Центрального научно–исследовательского института “Гидроприбор”.
67. SU 1812337, 30.04.93, Тепловой двигатель, Стрижов Г.Ф., Абзалов Ю.М., Смирнов Л.Н., Стрижов А.Г., Еловигов Г.Н., Грозных Ю.С., Агеева И.Б.,

Миронов А.В., Лихачев В.А., Мозгунов В.Ф. Всесоюзный научно–исследовательский и проектно–конструкторский институт металлургической теплотехники цветной металлургии и огнеупоров и Ленинградский государственный университет.

68. RU 2020265, 30.09.94, Тепловой гравитационно–механический двигатель, Русских Н.И.

69. SU 1649198 A1, 05.01.89, Манжетное уплотнение, М.Г. Косов, О.И. Крахин, А.П. Кузнецов и др., Московский станкоинструментальный институт.

70. RU 2105703 C1, 27.02.1998, Ферменная приводная конструкция, Ю.Д. Кравченко, В.Ю. Корнеев, В.Л. Капустин, Т.Д. Хабарова, Ракетно–космическая корпорация "Энергия" им. С.П. Королева.

71. RU 2041391 C1, 09.08.1995, Способ преобразования тепловой и гравитационной энергии в механическую энергию вращения и устройство для его осуществления, Б.Ф. Кочетков.

72. RU 2027901 C1, 27.01.1995, Тепловой двигатель, Енов М.И., Акционерное общество "Новатор".

73. RU 2034172 C1, 30.04.1995, Устройство для преобразования тепловой энергии в механическую энергию вращения Б.Ф. Кочеткова, Кочеткова Б.Ф.

74. RU 2431058 C1, 10.10.2011, Мартенситная турбинная машина, Халов М.О., Государственное образовательное учреждение высшего профессионального образования Московский авиационный институт (государственный технический университет) (МАИ).

75. US 4305250, 15.12.1981, Solid state heat engine, John S. Cory, View Point Ave., Escondido, Calif.

76. US № 3913326, 21.10.1975, Energy conversion system, Ridgway M. Banks, Orinda, Calif.

77. US 4037411, 26.07.1977, Thermal energy converting assembly, Peter A. Hochstein, Sterling Heights, Mich.

78. US 4086769, 20.5.1978, Compound memory engine, Warren K. Smith, Poway, Calif.

79. US 4027479 7.06.77, Variable density heat engine, John S. Cory, View Point, Escondido, Calif.
80. US 4117680, Continuous loop shape memory effect heat engine, Ronald H. Smith, San Francisco, California.
81. US 4393654, Shape memory element engine, L.Ronald Pelly, Box 385, Fillmore, CA 93015.
82. US 5442914, Shape memory alloy heat engine, George K. Otsuka, 15545 N. Brentwood, Channelview, Tex. 77530.
83. US 4257231, 24.03.1981, Heat engine, Ridgway M. Banks, B Stannage Ave., Berkeley, Calif.
84. US 4055955, 1.11.1977, Memory alloy heat engine and method of operation, Alfred Davis Johnson, Oakland, Calif.
85. US 4996842, 5.03.1991, Heat engine with corrugated shape memory drive belt, David Goldstein, Adelphi, Md.
86. US 0124451 A1, 26.05.2011, Vehicle energy harvesting device having a continuous loop of shape memory alloy, Paul W. Alexander, Ypsilanti, MI (US), Alan L. Browne, Grosse Pointe, MI (US).