ІТЕ ІНТЕГРОВАНІ ТЕХНОЛОГІЇ ТА ЕНЕРГОЗБЕРЕЖЕННЯ

Щоквартальний науково-практичний журнал

1'2017

Видання засновано Харківським державним політехнічним університетом у 1998 році
(з листопада 2000 р. – Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут»)

Держвидання
Свідоцтво Міністерства інформації України
КВ № 3427 від 18.08.1998 р.

ЗАТВЕРДЖЕНО
постановою президії ВАК України
як наукове фахове видання
(протокол № 1-05/3 від 14.04.2010 р.)

РЕДАКЦІЙНА КОЛЕГІЯ

Головний редактор
Л. Л. Товажнянський,
член-кор. НАН України

Відповідальний секретар
К. О. Горбунов,
канд. техн. наук, доц.

ЧЛЕНИ РЕДКОЛЕГІЇ:

В. П. Мєшалкін, *д-р техн. наук, проф., РХТУ Москва (Росія)*
Д. Б. Ферст, *ВА, ген. директор F. Executive Co. (Великобританія)*
Й. Клемеш, *PhD, DSc (Hon) ун-та «Паннонія» (м. Веспрем, Угорщина) та ун-та Манчестера (Великобританія)*
В. Плешу, *PhD, проф., ун-т POLITEHNIKA Бухарест (Румунія)*
П. Стехлік, *PhD, проф., VUT Брно (Чехія)*
О. Б. Аніпко, *д-р техн. наук, проф.*
Є. І. Сокіл, *член-кор. НАН України*
П. А. Качанов, *д-р техн. наук, проф.*
В. А. Маляренко, *д-р техн. наук, проф.*
Д. Ф. Сімбірський, *д-р техн. наук, проф.*
В. П. Шапорев, *д-р техн. наук, проф.*
Ю. Б. Данилов, *д-р техн. наук, проф.*
С. В. Яковлєв, *д-р фіз.-мат. наук, проф.*
Ю. М. Мацевітий, *акад. НАН України*
В. Є. Ведь, *д-р техн. наук, проф.*
Л. М. Ульєв, *д-р техн. наук*
П. О. Капустенко, *акад. Академії будівництва України*
О. П. Арсеньєва, *д-р техн. наук, доц.*

АДРЕСА РЕДКОЛЕГІЇ:
61002, м. Харків, вул. Фрунзе, 21
Тел. 70-76-958

ЗМІСТ

ЕНЕРГЕТИКА ТЕПЛОТЕХНОЛОГІЇ ТА ЕНЕРГОЗБЕРЕЖЕННЯ

Пугачева Т. Н.
К вопросу оценки ресурса высокотемпературных узлов турбоагрегата 3

Селихов Ю. А., Коцаренко В. А., Горбунов К. А., Давыдов В. А., Горбунова О. В.
Эксергетический метод расчета оптимизации работы одноконтурной солнечной установки для горячего водоснабжения 9

МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСІВ ПРОМИСЛОВОГО ОБЛАДНАННЯ

Бобух А. О., Дзевочко О. М., Подустов М. О., Переверзєва А. М.
До питання розробки дворівневої комп'ютерно-інтегрованої технології оборотного водопостачання та водоспоживання виробництва кальцинованої соди 14

Назаров В. Н., Кричковская Л. В., Корягин А. Г., Гиржон Е. Н.
Синтез эфиров 9-гидрокси-9-флуоренкарбоновой кислоты 20

Дзевочко А. І., Подустов М. О., Панасенко В. О.
Розробка математичної моделі процесу сульфатування в плівковому реакторі 25

Чейлитко А. О.
Дослідження ефективності створення систем охолодження електронних компонентів на основі пористих металевих виробів.....34

ІНТЕГРОВАНІ ТЕХНОЛОГІЇ ПРОМИСЛОВОСТІ

Алексахин А. А., Ена С. В., Гордиенко Е. П.
Оценка точности определения тепловых потерь трубопроводами разветвленных тепловых сетей 41

Загребельная Л. И., Кобец Е. В.
Исследование термодинамических параметров газоструйного газогенератора с предварительным подогревом воздуха 46

Кошельнік О. В., Долобовська О. В., Павлова В. Г.
Перспективні напрями використання низькопотенційної пари систем випарного охолодження скловарних печей.....53

Шейкус А. Р., Левчук И. Л., Тришкин В. Я.
Управление процессом ректификации с использованием подвижных управляющих воздействий с двумя степенями свободы 60

СИСТЕМИ УПРАВЛІННЯ ТА ОБРОБКИ ІНФОРМАЦІЇ

Марков В. С.
Обзор и анализ современных гипотез возбуждения автономных асинхронных генераторов.....73

Сторінка редколегії.....96

Затверджено Вченою радою НТУ «ХПІ» (протокол № 2 від 03.03.2017 р.)

Інтегровані технології та енергозбереження / Щоквартальний науково-практичний журнал. – Харків : НТУ «ХПІ», 2017. – № 1. – 96 с.

Збірник наукових та науково-практичних статей з питань енергозбереження та сучасних технологій різноманітних галузей промисловості.

© Національний технічний університет «ХПІ», 2017

УДК 621.165:539.4

Пугачева Т.Н.

К ВОПРОСУ ОЦЕНКИ РЕСУРСА ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНЫХ УЗЛОВ ТУРБОАГРЕГАТА

К настоящему времени значительная часть тепломеханического оборудования на электростанциях Украины выработала нормативный и продленный ресурсы. Массовая замена изношенного оборудования в ближайшие годы невозможна в связи с дефицитом средств. Увеличивается доля оборудования, эксплуатирующегося в маневренных режимах из-за возрастающей неравномерности потребления электроэнергии. Сокращаются объемы плановых ремонтов и увеличиваются межремонтные периоды. Эксплуатация энергоблоков с большим количеством пусков – остановов приводит к образованию трещин в высокотемпературных зонах элементов турбоустановок. Появление трещин вызывает обоснованные опасения в возможности дальнейшей эксплуатации энергооборудования.

Энергоустановки, введенные в эксплуатацию 30–40 лет назад морально и физически устарели, возросла поврежденность элементов в зоне высоких температур, что требует дополнительных затрат на ремонты и снижает технико-экономические показатели турбоустановок. Вместе с тем значительная часть узлов и деталей, работающих в зоне умеренных температур, остаются пригодными для дальнейшей эксплуатации. Это обстоятельство делает целесообразным решение задачи по уточнению реальных ресурсов эксплуатации турбоагрегатов, определяемых, главным образом, длительной прочностью и малоцикловой усталостью материала деталей.

Основными факторами, определяющими исчерпание ресурса, являются высокотемпературная ползучесть металла и малоцикловая усталость, связанная с циклическими нагрузками в пуско-остановочных режимах. Оба эти процесса разделяются на инкубационную стадию (зарождение трещины) и стадию развития трещины. В ряде случаев преимущественно рабочие лопатки и некоторые другие детали проточной части получают эрозионное и коррозионное повреждение, степень опасности которого может быть оценена только на основе экспериментальных данных (или опыта эксплуатации) о потенциальной опасности развития трещин при таких повреждениях.

При проектировании расчетный ресурс устанавливается с учетом его исчерпания за счет ползучести материала в условиях длительного статического нагружения и малоцикловой (термической) усталости. В процессе работы, при необходимости, оценивается ограниченный период допустимой эксплуатации на стадии развития трещины.

Повреждение роторов паровых турбин может быть обусловлено разными причинами: наличие в металле металлургических дефектов, нарушение технологии изготовления ротора, отклонение от действующих стандартов и ошибки при проектировании, нарушение пуско-остановочных режимов и эксплутационных инструкций, низкое качество ремонта.

Наиболее высока вероятность появления трещин в зонах концентрации напряжений. Такими зонами в роторах турбин являются ободы дисков с пазами для хвостовиков лопаток, осевой канал и тепловые канавки в зоне уплотнений, а также радиусные переходы от диска к бочке ротора. Напряженное состояние ободов дисков с Т-образными пазами зависит, в основном, от величины центробежных сил рабочих лопаток и геометрии самого паза (величины радиусов закруглений в угловых переходах).

Расчеты напряженно-деформированного состояния выполняются методом конечных элементов при упругом деформировании материала и с учетом ползучести с использованием теории старения и изохронных кривых ползучести. Максимальные значения интенсивности напряжений достигаются в верхней галтели паза. В процессе ползучести напряжения быстро релаксируют и после примерно 40 тысяч часов становятся постоянными. Деформация ползучести, наоборот, вначале быстро нарастает и примерно через 40 тысяч часов накапливается с постоянной скоростью. Основная часть диска работает при относительно невысоких напряжениях, составляющих 50–60 МПа. Зона действия напряжений, больших 100 МПа, ограничена глубиной около 10 мм от внутренней поверхности расточки ротора. Термонапряженное состояние на поверхности осевого канала изменяется в широких пределах в зависимости от особенностей переходных режимов, но напряжения здесь всегда остаются ниже предела текучести.

Для тепловых канавок термические напряжения являются определяющими, с точки зрения вероятности появления трещин, но эта зона не лимитирует ресурс турбин, работающих в базовом режиме.

Полный ресурс ротора складывается из времени до зарождения трещины и времени ее распространения до критического размера. Моменту зарождения трещины соответствует достижение расчетной повреждаемости, равной единице. В зоне обода диска и осевого канала определяющими являются напряжения от центробежных сил, изменяющиеся во времени вследствие ползучести. Циклически действующие напряжения для той и другой зоны ниже предела текучести и повреждаемость здесь невелика.

За момент разрушения принимается время, когда коэффициент интенсивности или раскрытие трещины достигает критических значений. Рост трещины является следствием действия как стационарных, так и циклических напряжений. Для ободов и осевого канала циклические напряжения ниже предела текучести, их влиянием можно пренебречь только на стадии до зарождения трещин, а в стадии роста они оказывают существенное влияние.

В качестве основной независимой переменной, используемой в критерии прочности при малоцикловом нагружении выбирается величина амплитуды полных упруго-пластических деформаций ($\varepsilon_d = \Delta\varepsilon_i/2$), а в критерии прочности при статическом нагружении – интенсивность напряжений (σ_i).

За минимальное значение интенсивности деформации в цикле ($\varepsilon_i^{\min}$) принимается ее упруго-пластическое значение при пуске (ε_i^P), а за максимальное ($\varepsilon_i^{\max}$) – величина интенсивности деформации на стационарном режиме (ε_i^{cm}).

Следовательно, амплитуда интенсивности деформаций

$$\varepsilon_a = \frac{\varepsilon_i^{\max} - \varepsilon_i^{\min}}{2} = \frac{\varepsilon_i^{cm} - \varepsilon_i^{p}}{2}.$$

Таким образом, каждый цикл состоит из прямого нагружения – пуска и обратного нагружения – разгрузки с выходом на стационарный режим; значение ε_i^P получается из рассмотрения прямого нагружения, ε_i^{cm} и σ_i^{cm} – обратного.

Если при прямом нагружении уравнение кривой деформирования

$$\overline{\sigma}_i = f(\overline{\varepsilon}_i),$$

то при обратном нагружении в соответствии с принципом Мазинга диаграмма строится по уравнению

$$\overline{\sigma}_i = 2 \cdot f(\overline{\varepsilon}_i / 2), \overline{\sigma}_i^e = \frac{\sigma_i^e}{\sigma_{0,2}^t}$$

из точки, характеризующей пуск и начало разгрузки.

При прямом нагружении, т.е. при пуске, значения $\overline{\sigma}_i^p$, $\overline{\varepsilon}_i^p$ определяются по формуле

$$\overline{\sigma}_i^p \cdot \overline{\varepsilon}_i^p = \overline{\sigma}_i^e \cdot \overline{\varepsilon}_i^e,$$

где, $\overline{\varepsilon}_i^e = \frac{2 \cdot (1+\nu) \cdot \sigma_i^e}{3 \cdot E_t \cdot \varepsilon_{0,2}^t}$ – относительные интенсивности упругих напряжений и деформаций при пуске.

При обратном нагружении, т.е. на стационарном режиме, если имеет место упруго-пластическое деформирование, значение $\overline{\sigma}_i^{cm}$ и $\overline{\varepsilon}_i^{cm}$ могут быть определены из уравнения

$$\left(\overline{\sigma}_i^{cm} - \overline{\sigma}_i^p\right) \cdot \left(\overline{\varepsilon}_i^{cm} - \overline{\varepsilon}_i^p\right) = \left(\overline{\sigma}_i^e - \overline{\sigma}_i^{ecm}\right) \cdot \left(\overline{\varepsilon}_i^e - \overline{\varepsilon}_i^{ecm}\right),$$

где $\overline{\sigma}_i^{ecm} = \frac{\sigma_i^{ecm}}{\sigma_{0,2}^t}$, $\overline{\varepsilon}_i^e - \overline{\varepsilon}_i^{ecm} = \frac{\left(\overline{\sigma}_i^e - \overline{\sigma}_i^{ecm}\right) \cdot 2 \cdot (1+\nu)}{3 \cdot E_t \cdot \varepsilon_{0,2}^t}$ – относительные интенсивности упругих напряжений и деформаций на стационарном режиме.

Оценка малоцикловой усталости проводится в критических зонах узлов, подверженных воздействию термических напряжений из-за теплосмен при переменных режимах. Количество циклов лимитируется в зависимости от их категории (характера распределения температур, скорости прогрева, качества материала). При превышении ресурса эксплуатации вдвое и более, против расчетного, количество циклов теплосмен должно также возрастать, как минимум, вдвое. В действительности турбоагрегаты, которые проектировались для несения базовой нагрузки, широко используются для работы в переменной части графика нагрузки, что еще более увеличивает количество циклов. Таким образом, появление трещин от малоцикловой усталости при достижении наработки турбоагрегатами $2 \cdot 10^5$ часов и, в отдельных случаях меньше, вполне закономерно.

Главной особенностью вопроса об остаточном ресурсе высокотемпературных роторов является накопление в металле из-за ползучести необратимой остаточной деформации со снижением его пластических свойств.

В зависимости от условий эксплуатации основными факторами, лимитирующими безаварийную работу конструкции при длительном нагружении, могут быть предельные деформации или разрушающие напряжения. Так ползучесть некоторых деталей турбины, например дисков и рабочих лопаток, может привести к исчерпанию конструктивных зазоров и выходу турбины из строя. В данном случае потеря несущей способности связана не только с нарушением сопряженности деталей, но и с уровнем напряжений, приводящих к ускоренной ползучести и исчерпанию длительной прочности

материала. В качестве критериев предельного состояния для конструкции должны устанавливаться величины деформации ползучести и длительной прочности. Величина ползучести зависит от действующего напряжения, является одной из основных расчетных характеристик и определяется с помощью кривых ползучести или изохронных кривых.

Имеется достаточно много путей для описания эмпирических кривых ползучести в математической форме. Большая часть таких описаний исходит из разделения явления ползучести на две составляющие: одна уменьшается со временем (разупрочнение), а другая идет непрерывно с постоянной скоростью и представляет собой явление, которое иногда называют квазивязким течением.

Выражение деформации при ползучести, в этом случае, представляется в виде арифметической суммы некоторого числа отдельных составляющих не связанных прямо между собой:

$$\varepsilon = \varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3 + \varepsilon_4, \qquad (1)$$

где ε_1 – мгновенное растяжение; ε_2 – некоторая функция времени t, например $\alpha\, t^n$, где $n<1$; ε_3 – линейная функция времени; ε_4 – некоторая функция, например $\alpha\, t^m$ ($m>1$), описывающая третью стадию ползучести.

Большинство уравнений, предложенных различными авторами, представляет собой попытку выразить зависимость деформации от времени при постоянных температуре и напряжениях. Ясно, что любые предложенные зависимости могут быть корректными только для условий и материалов корреспондирующим проведенным испытаниям, поскольку совокупное значение параметров, определяющее деформацию ползучести ε, может быть установлено только опытным путем.

Входящие в уравнение (1) зависимости описывают связь между деформацией и временем и справедливы в определенном температурном интервале.

В [2] отмечается, что при разработке методов расчета на ползучесть необходимо учитывать большой разброс экспериментальных данных по характеристикам ползучести. Так, что даже различие значений деформации в 20 % между кривыми ползучести при одинаковых напряжениях для образцов одной партии считают приемлемым. Поэтому практически необоснованным можно считать стремление к точному аналитическому описанию кривых ползучести на всех участках кривой деформирования: аппроксимирующие зависимости должны выбираться для использования в расчетах из условия достаточной прочности на интересующих стадиях деформирования. Семейство кривых ползучести можно описать, исходя из предположения об их подобии. В этом случае деформация ползучести при постоянной температуре может быть представлена в следующем виде

$$\varepsilon = \mathrm{f}(\sigma)\cdot\varphi(t). \qquad (2)$$

Гипотеза подобия, как правило, подтверждается в узком диапазоне напряжений на первой стадии ползучести. Подобие кривых ползучести на первом и втором участках наблюдается редко, а для полных кривых ползучести, включая третий участок, условие подобия при записи уравнения ползучести в виде (2) вообще не выполняется.

В современных анализах поведения конструкций, работающих при высоких температурах и напряжениях, используются, в зависимости от особенностей условий работы, ресурса эксплуатации и служебных целей, механические теории ползучести, к

которым относятся: теория установившейся ползучести, теория старения, течения, упрочнения и наследственная теория ползучести.

Основная особенность теории старения заключается в том, что напряжения, деформация и время для семейства кривых ползучести при постоянной температуре связаны конечной зависимостью вида

$$\varepsilon = f(\sigma, t).$$

В любой момент нагружения деформация определяется напряжениями и временем. Эта основная предпосылка теории старения подтверждается экспериментально при постоянных условиях нагружения. Достоинством теории старения является простота – при ее использовании нет необходимости обеспечивать аналитическую аппроксимацию функции $f(\sigma, t)$, можно при расчетах непосредственно применять кривые ползучести в координатах «деформация – время» или изохронные кривые ползучести, сам метод построения которых предполагает следование материала теории старения.

Если конструкция работает в условиях повышенных температур, то время становится одним из факторов, обусловливающих образование предельных состояний. Это является следствием постепенного изменения механических свойств материала и перераспределения деформаций и напряжений в детали в результате ползучести. В деталях, находящихся под длительным статическим нагружением, предельное состояние определяется той стадией пребывания под нагрузкой, когда в результате перераспределения и накопления деформаций в зоне наибольшей напряженности возникают трещины длительного статического разрушения. Расчет соответствующих усилий и времен основывают на решении задач ползучести, позволяющих определить накопление деформаций в зонах их концентрации и использовать критерии длительного статического разрушения, т.е. образования трещины замедленного хрупкого разрушения.

Исходя из условий работы высокотемпературных деталей и узлов, первое место в сумме факторов, определяющих длительность надежной эксплуатации, отводится ползучести и длительной прочности.

Обычно при проектировании принимают величину деформации ползучести в интервале от 0,3 % до 1 %. Эта величина определяет напряжение, обусловливающее принятую деформацию за назначенный срок службы. Чем меньше назначена деформация, тем ниже соответствующее ей напряжение, называемое пределом ползучести. Вместе с тем предел длительной прочности при назначенном сроке службы и величине деформации 1% превышает предел ползучести, как правило, в 1,6 раза. Таким образом, чем ниже назначена суммарная деформация за срок службы, тем больше запас напряжений по отношению к длительной прочности. При принятой максимально допустимой деформации ползучести не более 1 %, обеспечивается нормативный запас по отношению к длительной прочности.

Выводы

1. Вопрос долговечности высокотемпературных узлов турбоагрегата следует рассматривать в сочетании двух категорий: 1) исчерпание длительной пластичности из-за ползучести материала; 2) накопление повреждений в критических зонах роторов из-за малоцикловой усталости на фоне снижения пластичности материала.

2. На многоцикловую и малоцикловую усталость можно повлиять конструктивными и режимными мерами, а ползучесть при регламентированных давлении и темпе-

ратуре и воздействии силовых факторов приводит к накоплению необратимой деформации в течение всего рабочего времени турбин.

Литература

1. Резинских В.Ф. Увеличение ресурса длительно работающих паровых турбин / В.Ф. Резинских, В.И. Гладштейн, Г.Д. Авруцкий. – М.: Изд. дом МЭИ, 2007. – 296 с.

2. Работнов Ю.Н. Ползучесть элементов конструкций / Ю.Н. Работнов. – М.: Наука, 1966.

Bibliography (transliterated)

1. Rezinskih V.F., Glandshtejn V.I., Avruckij G.D. Uvelichenie resursa dlitel'no rabotayushchih parovyh turbin. – Moskva: Izdatel'skij dom MEHI, 2007.

2. Rezinskih V.F. Uvelichenie resursa dlitel'no rabotayushchih parovyh turbin / V.F. Rezinskih, V.I. Gladshtejn, G.D. Avruckij. – M.: Izd. dom MEHI, 2007. – 296 p.

УДК 621.165:539.4

Пугачева Т.Н.

ДО ПИТАННЯ ОЦІНКИ РЕСУРСУ ВИСОКОТЕМПЕРАТУРНИХ ВУЗЛІВ ТУРБОАГРЕГАТУ

Розглянуті питання, пов'язані з визначенням залишкового ресурсу служби високотемпературних вузлів турбоагрегату. Проаналізовані фактори, що визначають тривалість надійної експлуатації турбоустановки: вичерпання тривалої пластичності із-за повзучості матеріалу; накопичення пошкоджень в критичних зонах роторів із-за малоциклової втоми.

Pugachova T.N.

TO THE PROBLEM OF HIGH-TEMPERATURE ELEMENTS OF TURBINE

The issues has been treated connected of determination of residual resource of service of high temperature knots of turbine. Factors determining duration of reliable exploitation of turbine are analysed: exhausting of the protracted plasticity from the creep of material; accumulation of damages in the critical areas of rotors because of a cyclical fatigue.

УДК 662.997

Селихов Ю.А., Коцаренко В.А., Горбунов К.А., Давыдов В.А., Горбунова О.В.

ЭКСЕРГЕТИЧЕСКИЙ МЕТОД РАСЧЕТА ОПТИМИЗАЦИИ РАБОТЫ ОДНОКОНТУРНОЙ СОЛНЕЧНОЙ УСТАНОВКИ ДЛЯ ГОРЯЧЕГО ВОДОСНАБЖЕНИЯ

Постановка проблемы. Повышение тарифов на коммунальные услуги, истощение запасов традиционных источников энергии направляют все страны мира широко использовать солнечную энергию в качестве энергетической альтернативы при производстве тепла и холода. Это является перспективной статьей экономии для всех стран, отвечая их интересам еще и в плане энергетической независимости, благодаря чему она уверенно завоевывает стойкие позиции в мировой энергетике. Стоимость тепла, получаемого за счет использования солнечных установок, в значительной мере зависит от радиационно-климатических условий местности, где применяется солнечная установка. Климатические условия нашей страны, особенно юг, позволяют использовать энергию Солнца для покрытия значительной части потребностей в теплоте. Уменьшение запасов органического топлива и его удорожание привели к разработкам оптимальных технических решений, эффективности и экономической целесообразности применения солнечных установок [1, 2].

Анализ последних исследований и публикаций. В связи с интенсивным развитием технологий солнечной энергетики, появилось множество конструктивных решений и вариантов солнечных установок, которые классифицируются за разными критериями. Однако, солнечные установки, предлагаемые в Украине, иностранных и отечественных производителей дороги как при покупке, так и при эксплуатации. На наш взгляд, актуальной является концепция создания новых конструкций солнечных установок, наиболее привлекательных для потенциального потребителя. Реализация этой концепции возможна, когда затраты на выработку тепловой энергии с помощью этих установок будут ниже уровня суммарных затрат на получение тепловой энергии традиционными способами (в частности, в котельных установках), при этом срок окупаемости солнечных установок должен быть соизмерим с гарантийным сроком их эксплуатации. Для этого необходима разработка таких конструкций солнечных установок, которые позволяли бы минимизировать затраты на их изготовление, монтаж, обслуживание и ремонт. Это может достигаться за счет использования дешевых отечественных материалов, выпуск которых гарантирован в достаточных объемах на протяжении длительного срока. Выше указанные задачи являются актуальными.

Цель статьи. В данной работе предлагается одноконтурная солнечная установка для горячего водоснабжения с круглосуточным компьютерным управлением. Для решения поставленных задач нами выполнен анализ технических возможностей различных типов уже работающих солнечных установок, изучены материалы, применяемые в этих установках. Выбран вариант солнечной установки в качестве прототипа для оптимизации, интеграции и автоматизации.

Прототипом [3] для дальнейшей оптимизации, интеграции и автоматизации работы выбираем одноконтурную солнечную установку, показанную на рис. 1.

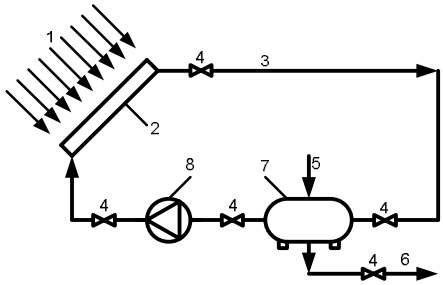


Рисунок 1 – Принципиальная схема одноконтурной солнечной установки
1 – солнечное излучение; 2 – солнечный коллектор; 3 – направление движения горячего теплоносителя; 4 – вентили ручного управления; 5 – подача холодного теплоносителя; 6 – подача горячего теплоносителя к потребителю;7 – накопительный бак; 8 – циркуляционный насос

Сделав анализ работы прототипа солнечной установки, представленной на рис. 1, были определены очевидные ее недостатки. Для улучшения эффективности работы и удешевления установки произвели оптимизацию конструкции одноконтурной солнечной установки, применив новое оборудование, материалы и систему автоматизации всех узлов установки, заменили старое оборудование новым [3,4]. На рис. 2 представлена технологическая схема солнечной установки после ее оптимизации.

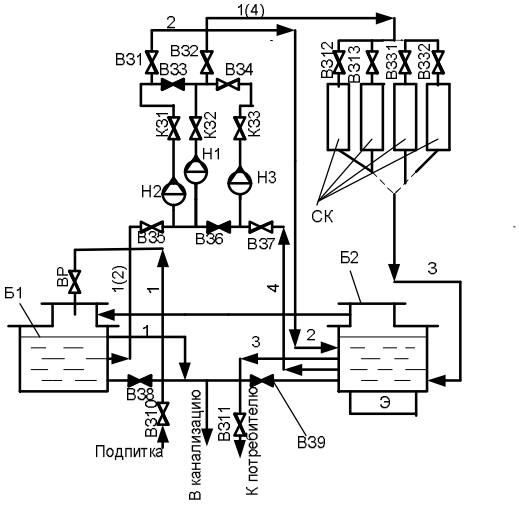


Рисунок 2 – Принципиальная схема одноконтурной солнечной установки
СК – солнечный коллектор; Б1, Б2 – баки-аккумуляторы; Н1, Н2, Н3 – циркуляционные насосы; Э – электронагреватель; ВР – вентиль регулировочний; К31, К32, К33 – клапаны обратные; В31÷В332 – вентили запорные; 1,2 – холодный теплоноситель; 3 – горячий теплоноситель; 4 – теплоноситель с температурой меньше заданой

Для проверки эффективности работы новой солнечной установки из многообразия методов, мы избрали эксергетический метод расчета [5]. Применяем методику оценки эффективности работы солнечной установки по эксергии-нетто. По разработанной схеме двухконтурная солнечная установка была изготовлена и смонтирована на крыше одного из пансионатов Украины. Анализ экспериментальных

данных показал, что замена прототипа новой солнечной установкой оказалась эффективной. Срок окупаемости новой солнечной установки составил четыре месяца. В качестве примера в табл. 1 и табл. 2 приведены затраты эксергии на изготовление прототипа и новой солнечной установки соответственно.

Таблица 1 – Расходы эксергии на проектирование и изготовление прототипа

Материал	Масса M_a, кг	Удельная энергоемкость $Э_a$, МДж/кг	Полные расходы эксергии Е, МДж	m_a	$m_a \cdot Э_a$
Стекло 4 мм	224	27	6048	0,00747	0,2016
Швеллер №10	10470	60	628200	0,349	20,948
Металический лист	240	60	14400	0,008	0,48
Изоляция, м^2	48	114	5472	0,0016	0,1824
Вентили, 5 шт	10	150	1500	0,0003	0,045
Накопительный бак V = 18 м^3	1500	60	90000	0,05	3
Насос	3	150	450	0,0001	0,015
Трубопроводы	–	–	2411,52	–	–
Всего	–	–	748481,52	–	24,872
Всего с учетом расходов эксергии на обработку и сборку оборудования (коэффициент 1,2)	–	–	898177,82	–	–

Таблица 2 – Расходы эксергии на проектирование и изготовление новой солнечной установки

Материал	Масса M_a, кг	Удельная энергоемкость $Э_a$, МДж/кг	Полные расходы эксергии E, МДж	m_a	$m_a \cdot Э_a$
1	2	3	4	5	6
Стекло 4мм	210	27	5670	0,007	0,189
Швеллер №18	14700	60	882000	0,49	29,4
Насосы, 3 шт	9	150	1350	0,0003	0,045
Изоляция, м^2	300	114	34200	0,01	1,14
Вентили, 35 шт	70	150	10500	0,0023	0,345
Бак-аккумулятор V = 18 м^3	1500	60	90000	0,05	3
Бак-аккумулятор V = 9 м^3	750	60	45000	0,025	1,5
Электронагреватель	50	–	7500	0,00167	0,25

Продолжение таблицы 2

1	2	3	4	5	6
Полимерное покрытие	120	120	14400	0,004	0,48
Трубопроводы	–	–	7234,56	–	–
Всего	–	–	1097854,56	–	36,349
Всего с учетом расходов эксергии на обработку и сборник оборудования (коэффициент 1,2)	–	–	1317425,472	–	–

Результаты эксергетического расчета КПД прототипа и новой солнечной установки, и срок окупаемости представлены в табл. 3.

Таблица 3 – Результаты расчетов

η_a	η_b	$\tau_{ок}$, мес.
0,72	0,92	3,5

Был произведен экономический и эксергетический расчеты срока окупаемости новой солнечной установки. Погрешность расчетов составила 5 %.

Выводы

Выполнен анализ различных типов солнечных установок, выбран вариант солнечной установки в качестве прототипа для оптимизации, выбраны новые материалы и оборудование, составлена новая технологическая схема солнечной установки, показана эффективность применения новых материалов, выполнен расчет эксергетической эффективности работы солнечной установки, построена солнечная установка и установлено экспериментом, что применение новых материалов и оборудования позволяет увеличить: температуру теплоносителя до 90 °С; КПД солнечной установки до 92 % (прототип – 67 %), при этом срок окупаемости установки такой, как срок монтажа всей установки – около четырех месяцев.

Литература

1. Концепция государственной энергетической политики Украины на период до 2020 г. // Информационное приложение. – 2001. –№ 10. – 8 с.

2. Даффи Дж., Бекман У.А. Тепловые процессы с использованием солнечной энергии.–М: Мир, 1977.– 420 с.

3. Геліоводонагрівник. Патент України № 75178, Бюл.№ 3, 2006.

4. Полімерна композиція. Патент України № 72078 А, Бюл.№ 1, 2005.

5. Эксергетические расчеты технических систем: Справ. пособие/ Бродянский В.М. и др.: Под ред. Долинского А.А., Бродянского В.М. АН УССР. Ин-т технической теплофизики.– Киев: Наук. Думка, 1991.– 360 с.

Bibliography (transliterated)

1. Kontseptsiya gosudarstvennoy energeticheskoy politiki Ukrainyi na period do 2020 g. // Informatsionnoe prilozhenie. – 2001. –# 10. – 8 p.
2. Daffi Dzh., Bekman U.A. Teplovyie protsessyi s ispolzovaniem solnechnoy energii.–M: Mir, 1977.– 420 p.
3. Geliovodonagrivnik. Patent Ukrayini # 75178, Byul.# 3, 2006.
4. Polimerna kompozitsiya. Patent Ukrayini # 72078 A, Byul.# 1, 2005.
5. Eksergeticheskie raschetyi tehnicheskih sistem: Sprav. posobie/ Brodyanskiy V.M. i dr.: Pod red. Dolinskogo A.A., Brodyanskogo V.M. AN USSR. In-t tehnicheskoy teplofiziki.– Kiev: Nauk. Dumka, 1991.– 360 p.

УДК 662.997

Селіхов Ю.А., Коцаренко В.О., Горбунов К.О., Давидов В.А., Горбунова О.В.

ЕКСЕРГЕТИЧНИЙ МЕТОД РОЗРАХУНКУ ОПТИМІЗАЦІЇ РОБОТИ ОДНОКОНТУРНОЇ СОНЯЧНОЇ УСТАНОВКИ ДЛЯ ГАРЯЧОГО ВОДОПОСТАЧАННЯ

Виконаний аналіз технічних можливостей різних типів сонячних установок, вивчені матеріали, використані в установках. Вибрані: варіант сонячної установки як прототип для оптимізації, інтеграції і автоматизації; матеріали, які використовують в новітніх розробках сонячних установок і устаткування. Складена нова технологічна схема в якості проекту сонячної установки. Був виконаний розрахунок эксергетической ефективності застосування нових матеріалів і устаткування. Це дозволяє збільшити: температуру теплоносія до 90 °С; ККД сонячної установки до 92 % в порівнянні з прототипом - 67 %, при цьому термін окупності установки рівняється терміну монтажу всієї установки - близько чотирьох місяців. Були вибрані засоби автоматизації і розроблена схема автоматизації з управлінням сонячною установкою з автоматизованого робочого місця (АРМ).

Selikhov Yu.A., Kotsarenko V.A., Gorbunov K.A., Davydov V.A., Gorbunova O.V.

EXERGY CALCULATION METHOD OF OPTIMIZATION OF SINGLE-CIRCUIT SOLAR INSTALLATION FOR HOT WATER

The analysis of the technical capabilities of various types of solar installations, studied the materials used in installations. Selected: option solar installation as a prototype for optimization, integration and automation; materials used in the latest developments of solar installations and equipment. A new technological scheme as a project of solar installation. Calculated exergy efficiency of applying new materials and equipment. This allows you to increase: the temperature to 90 °C; The efficiency of the solar installation to 92 % in comparison with the prototype is 67 %, while the payback period of the installation commensurate with the period of installation for the entire installation for about four months. Was chosen automation tools and developed a scheme of automation of solar plant with computer control of its operation.

УДК 681.511.4:661.333(075)

Бобух А.О., Дзевочко О.М., Подустов М.О., Переверзєва А.М.

ДО ПИТАННЯ РОЗРОБКИ ДВОРІВНЕВОЇ КОМП'ЮТЕРНО–ІНТЕГРОВАНОЇ ТЕХНОЛОГІЇ ОБОРОТНОГО ВОДОПОСТАЧАННЯ ТА ВОДОСПОЖИВАННЯ ВИРОБНИЦТВА КАЛЬЦИНОВАНОЇ СОДИ

Вступ

Виробництво кальцинованої соди за аміачним способом (ВКС) відноситься до складних неперервних технологій із декількома замкненими циклами за матеріальними потоками [1–3]. Детальний аналіз ВКС [4, 5] дозволив зробити висновок про необхідність та доцільність декомпозиції задач управління цією технологією на задачі управління основними та допоміжними технологіями, як задачами меншого розміру. Серед допоміжних технологій на увагу заслуговує технологія оборотного водопостачання та водоспоживання (ТОВП та ВС) ВКС, оскільки на нормальне функціонування цієї технології серед інших енергоресурсів (електроенергія, кокс, пара) потрібно 150 м^3 технічної води на отримання 1 т кальцинованої соди [1–3].

В результаті проведених досліджень допоміжної ТОВП та ВС ВКС було визначено, що ця технологія має дворівневу структуру [4, 5].

Мета роботи

Розробити основи дворівневої комп'ютерно–інтегрованої технології оборотного водопостачання та водоспоживання виробництва кальцинованої соди за аміачним способом для підвищення ефективності функціонування та зниження енергетичних витрат основними технологіями цього виробництва.

Основна частина

Для виконання мети роботи спочатку розглянемо спрощену структурну схему допоміжної ТОВП та ВС ВКС, яка включає три стадії переробки води [4–7]. (рис. 1).

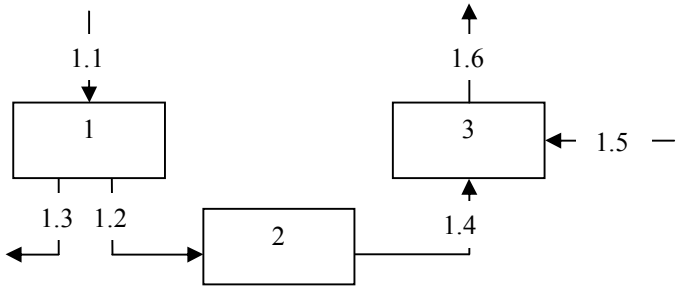


Рисунок 1 – Спрощена структурна схема допоміжної технології оборотного водопостачання та водоспоживання виробництва кальцинованої соди

На першій стадії вода (1.1) подається насосами з електродвигунами подається від основних технологій ВКС (на рис. 1 не показані), де вона використовується для охолодження і тому розігрівається, в камеру (1) гарячої води.

На другій стадії основний об'єм гарячої води (1.2) поступає на охолодження в градирні (2), а за допомогою лінія продувки (на рис. 1 не показана) після камери (1) га-

рячої води, частина гарячої води (1.3) виводиться із допоміжної ТОВП та ВС ВКС для підтримки необхідного рівня солевмісту гарячої води (1.2).

Третя стадія використовується для збору охолодженої води (1.4) після градирні (2) в камері (3) холодної води. В камеру (3) лінією подачі (на рис. 1 не показана) свіжої холодної води (1.5) в допоміжну ТОВП та ВС ВКС подається ця вода для компенсації безповоротного споживання холодної води (1.6), Із камери (3) холодна вода (1.6) насосами з електродвигунами (на рис. 1 не показані) подається на основні технології ВКС (на рис. 1 не показані), які потребують охолодження.

Аналіз розроблених поодиноких та узагальненого критеріїв раціонального функціонування при розгляді основних принципів моделювання допоміжної ТОВП та ВС ВКС [4] та алгоритму оптимізації функціонування цієї допоміжної технології [5] сприяв визначенню дворівневої допоміжної ТОВП та ВС ВКС як структури управління.

Верхній рівень допоміжної ТОВП та ВС ВКС передбачає управління підсистемами оборотного водопостачання та обмеженнями для забезпечення нормального функціонування основних технологій ВКС. На цьому рівні визначаються тільки ті збурюючи впливи, які, як за своєю абсолютною величиною, так і за силою впливу на основні технології, визивають суттєві коливання на їх виходах.

Нижній рівень допоміжної ТОВП та ВС ВКС передбачає управління своїми підсистемами та обмеженнями, зокрема спорудами такими як градирні, насосні станції тощо. Незважаючи на те, що взаємозв'язок поміж цими підсистемами допоміжної ТОВП та ВС ВКС дуже великий, вони умовно розділені на три режими функціонування: водний і тепловий режими та сольовий баланс.

Аналіз розглянутих цих трьох режимів функціонування допоміжної ТОВП та ВС ВКС [5, 7] надає можливість стверджувати, що підсистема теплового режиму є основною цієї допоміжної технології, а її математичну модель ($\psi_{ОВП}$), отриману у вигляді (1), необхідно взяти за основу для розробки дворівневої допоміжної ТОВП та ВС ВКС, яка сприятиме підвищенню ефективності функціонування та зниженню енергетичних витрат основними технологіями ВКС:

$$\psi_{овп}(Q,F_0,J,H)=\frac{\alpha\beta(F_0,J)V}{CF_0}=\int_{t_{xi}}^{t_{гi}}\frac{dt}{H_н(t)-H-\dfrac{\left[t_{гi}-t_{xi}(Q,F_0)\right]CF_0}{\alpha J}}, \qquad (1)$$

де Q – теплове навантаження усіх теплообмінних апаратів допоміжної ТОВП та ВС ВКС; F – витрати води при роботі усіх теплообмінників цієї технології; J – витрати повітря, яке бере участь в теплообміну цієї технології; H – ентальпія повітря, яке бере участь в теплообміну цієї технології; α – поправочний коефіцієнт; β – об'ємний коефіцієнт масовіддачі; V – об'єм споруди охолодження; C – питома теплоємність води; $H_н$ – ентальпія насиченої пари, яка змінюється у часі (t); $t_{гi}$ – температура гарячого i–го матеріального потоку; t_{xi} – температура холодного i–го матеріального потоку.

Розглянемо дворівневу допоміжну ТОВП та ВС ВКС як об'єкт управління з урахуванням наведених вище особливостей. Оскільки будемо розглядати її верхній рівень, дію факторів внутрішньої дестабілізації цієї технології до уваги сприймати не будемо. З урахуванням такої постановки, отримуємо структурну схему (рис. 2) дворівневої допоміжної ТОВП та ВС ВКС, що відображає суттєві взаємозв'язки.

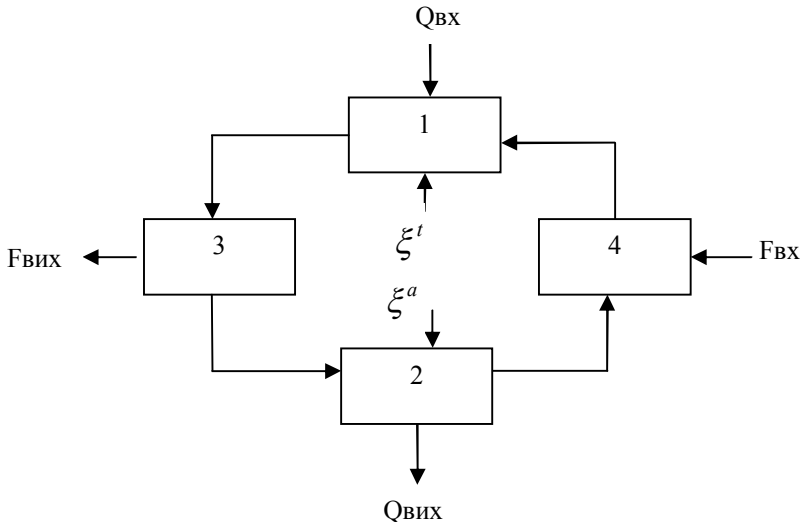


Рисунок 2 – Структурна схема дворівневої допоміжної технології оборотного водопостачання та водоспоживання виробництва кальцинованої соди

Структурна схема має два входи:

$Q_{1вх}$ – величина теплоти хімічних реакцій, яка поступає від теплообмінних апаратів основних технологій ВКС, та $F_{1вх}$ – масові витрати свіжої води, яка поступає на теплообмінні апарати основних технологій ВКС із зовнішніх джерел водопостачання, а також два виходи:

$Q_{1вих}$.– величина теплоти, яка виходить через градирні в атмосферу, та $F_{2вих}$ – масові витрати води, яка відкачується станцією продувної води для підтримки необхідних водяного режиму та сольового балансу допоміжної ТОВП та ВС ВКС. Другими словами, стосовно водяного режиму існує дві ситуації, згідно з якими $F_{1вх}$ та $F_{2вих}$ можна змінювати місцями.

Перша ситуація. Постачання води в допоміжну ТОВП та ВС ВКС фіксоване та визначається кількістю води, яка необхідна для функціонування комбінованої технології охолодження, що включає в собі прямоточне постачання холодильників основних технологій ВКС. В цьому випадку $F_{1вх}$ – постачання води в допоміжну ТОВП та ВС ВКС, а $F_{2вих}$ – витрати води із цієї технології.

Друга ситуація. Витрати води із допоміжної ТОВП та ВС ВКС фіксовані, тобто визначаються технологічними потребами основних технологій ВКС. Постачання води в допоміжну ТОВП та ВС ВКС забезпечує лише підтримку водяного режиму цієї технології, тобто цей режим знаходиться в такому стані, коли комбінована технологія охолодження не функціонує. А в такому випадку $F_{1вх}$ – витрати води із допоміжної ТОВП та ВС ВКС, а $F_{2вих}$ – постачання води в цю технологію.

Проте ми розглядаємо принциповий підхід до управління допоміжною ТОВП та ВС ВКС, при якому припущення про те, що існує лише один варіант, не приводить до перекручування описаних взаємозв'язків.В той саме час допоміжна ТОВП та ВС ВКС зазнає зовнішніх різноманітних збурень, основна маса яких має стохастичний характер. В результаті досліджень були виявлені найбільш значимі фактори збурень, які віднесено до двох груп.

Перша група факторів пов'язана із змінами коефіцієнту (ξ^t) теплового навантаження теплообмінних апаратів допоміжної ТОВП та ВС ВКС в результаті впливу основних хімічних реакцій основних технологій ВКС:

$$\xi^t = \xi_1^t + \xi_2^t, \tag{2}$$

де ξ_1^t – зміна коефіцієнту теплопередачі холодильника в залежності від пробігу технологічних апаратів основних технологій ВКС та других факторів; ξ_2^t – зміна кількості апаратів основних технологій ВКС, що працюють при зміні їх навантаження по вироблення соди кальцинованої.

Друга група факторів пов'язана із змінами коефіцієнту (ξ^a) атмосферних умов:

$$\xi^a = \xi_1^a + \xi_2^a + \xi_3^a, \tag{3}$$

де ξ_1^a – зміна коефіцієнту теплового навантаження в результаті зміни температури навколишнього середовища; ξ_2^a –зміна коефіцієнту витрати води на випарювання; ξ_3^a – зміна коефіцієнту ефективності охолодження оборотної води в залежності від ентальпії зовнішнього середовища.

В просторі стан верхнього рівня допоміжної ТОВП та ВС ВКС описується системою рівнянь:

$$\begin{cases} Q_{1вих} = A(Z,U,\xi,t)Q_{1вх}; \\ F_{1вих} = B(Z,U,\xi,t,Q_{1вих})F_{1вх}, \end{cases} \tag{4}$$

де A і B – деякі оператори, які характеризують відповідні передаточні функції цієї допоміжної технології; Z – вектор конструкційних та технологічних параметрів і структурних при знаків цієї допоміжної технології; U – вектор управляючих впливів, які компенсують шкідливий вплив коливань на вході цієї допоміжної технології, а також факторів збурення; ξ – вектор коефіцієнту факторів збурення, які змінюють властивості операторів A і В у часі t, при цьому $\xi = \xi^t + \xi^a$.

Розглянуті вище особливості були покладені до основи розробки дворівневої комп'ютерно–інтегрованої [8] ТОВП та ВС ВКС

Висновок

В результаті досліджень розроблені основи дворівневої комп'ютерно–інтегрованої технології оборотного водопостачання та водоспоживання виробництва кальцинованої соди за аміачним способом. Практичне використання розробленої технології може бути реалізоване на базі сучасних багатофункціональних мікропроцесорних контролерів та контрольно-вимірювальних приладів і засобів автоматизації. Впровадження розробленої технології буде сприяти підвищенню ефективності функціонування та зниження енергетичних витрат основними технологіями ВКС та усім виробництвом в цілому.

Література

1. Зайцев И.Д. Производство соды [Текст] / И.Д. Зайцев, Г.А. Ткач, Н.Д. Стоев. – М.: Химия. 1984. – 312 с.

2. Шокин И.Н. Технология соды [Текст] / И.Н. Шокин, С.А. Крашенинников. – – М.: Химия. 1975.– 287 с.

3. Бобух А.А. Компьютерно–интегрированные системы управления объектами отрасли на примере производства кальцинированной соды по аммиачному способу [Текст лекций] / А.А. Бобух, А.М. Дзевочко, М.А. Подустов //: – Х. : Издательство «Підручник НТУ «ХПІ», 2015. – 92 с. – На рус. яз.

4. Бобух А.А. Моделирование объекта оборотного водоснабжения производства кальцинированной соды [Текст] / А.А. Бобух, А.М. Дзевочко , М.А. Подустов // Общегосударственный научно–производственный и информационный журнал «Энергосбережение. Энергетика. Энергоаудит». Издается при поддержке Академии наук Высшего образования Украины. – 2015. № 10 (141). – С. 2–9; реферат: англ. язык – С. 87.

5. Бобух А.О. Алгоритм оптимізації функціонування об'єкта оборотного водопостачання та водоспоживання виробництва кальцинованої соди [Текст] / А.О. Бобух, М.О. Подустов, А.М. Переверзєва, А.О. Барановський // Химия и технология основной химической промышленности. Сборник научных трудов. Свид, о гос. регистрации: Серия КВ № 7740 от 20.03.2003 г. ГУ «НИОХИМ».– Том 78. – Х.: – 2016. – С. 144–149.

6. Гордин И.В. Технологические системы водообработки. Динамическая оптимизация. [Текст] / И.В. Гордин. – Л.: Химия. 1987. – 264 с.

7. Таубман Е.И. Контактные теплообменники [Текст] / Е.И. Таубман, В.А. Гордеев и др. – М.:Химия. 1987. – 256 с.

8. Сиротский А.А. Микропроцессорные программируемые логические контроллеры в системах автоматизации и управления [Текст] Учебное. пособие для вузов / А.А. Сиротский. – М.: Спутник, 2013. 170 с.

Bibliography (transliterated)

1. Zaytsev I.D. Proizvodstvo sodyi [Tekst] / I.D. Zaytsev, G.A. Tkach, N.D. Stoev. – Moskow: Himiya. 1984. – 264 p.

2. Shokin I.N. Tehnologiya sodyi [Tekst] / I.N. Shokin, S.A. Krasheninnikov. – Moskow: Himiya, 1975. – 287 p.

3. Bobukh A.O. Komp’yuterno–intehrovani systemy upravlinnya ob’yektamy haluzi na prykladi vyrobnytstva kal'tsynovanoyi sody za ammyachnomu sposobom [Tekst lektsiy] / O. Bobukh, O.M. Dzevochko, M.O. Podustov // Vydavnytstvo «Pidruchnyk NTU «KhPI», 2015. – 92 p. – ros. yaz.

4. Bobukh A.O. Modelyuvannya ob’yekta oborotnoho vodopostachannya vyrobnytstva kal'tsynovanoyi sody [Tekst] / A.O. Bobukh, O.M. Dzevochko, M.O. Podustov // Zahal'noderzhavnyy naukovo–vyrobnychyy ta informatsiynyy zhurnal «Enerhozberezhennya. Enerhetyka. Enerhoaudyt». Vydayet'sya za pidtrymky Akademiyi nauk Vyshchoyi osvity Ukrayiny. – 2015. # 10 (141). P. 2-9; referat: anhl. mova – P. 87.

5. Bobukh A.O. Alhorytm optymizatsiyi funktsionuvannya ob’yekta oborotnoho vodopostachannya ta vodospozhyvannya vyrobnytstva kal'tsynovanoyi sody [Tekst] / A.O. Bobukh, M.O. Podustov, AM. Pereverzyeva, A.O. Baranovs'kyy // Khymyya y tekhnolohyya osnovnoy khymycheskoy promыshlennosty. Sbornyk nauchnikh trudov. Svyd, o hos.

rehystratsyy: Seryya KV # 7740 ot 20.03.2003 h. HU «NYOKhYM».– Tom 78 – 2016. – P. 144–149.

6 Hordin I.V. Tekhnolohichni systemy vodoobrobky. Dynamichna optymizatsiya. [Tekst] / V.V. Hordin. – Leninhrad: Himiya. 1987. – 264 p.

7. Taubman E.I. Kontaktni teploobminnyky [Tekst] / E.I. Taubman, V.A. Hordyeyev ta in – Moskow:Himiya. 1987. – 256 p.

8. Syrit·s'kyy A.A. Mikroprotsesorni prohramovani lohichni kontrolery v systemakh avtomatyzatsiyi i upravlinnya [Tekst] Navchal'nyy. posibnyk dlya vuziv / A.A. Syrit·s'kyy. – Moskow: Suputnyk, 2013. 170 p.

УДК 681.511.4:661.333(075)

Бобух А.А., Дзевочко А.М., Подустов М.А., Переверзева А.Н.

К ВОПРОСУ РАЗРАБОТКИ ДВУХУРОВНЕВОЙ КОМПЬЮТЕРНО-ИНТЕГРИРОВАННОЙ ТЕХНОЛОГИИ ОБОРОТНОГО ВОДОСНАБЖЕНИЯ И ВОДОПОТРЕБЛЕНИЯ ПРОИЗВОДСТВА КАЛЬЦИНИРОВАННОЙ СОДЫ

В результате исследований разработаны основы двухуровневой компьютерно-интегрированной технологии оборотного водоснабжения и водопотребления производства кальцинированной соды по аммиачному способу. Практическое использование разработанной технологии может быть реализовано на базе современных многофункциональных микропроцессорных контроллеров и контрольно-измерительных приборов и средств автоматизации. Внедрение разработанной технологии будет способствовать повышению эффективности функционирования и снижения энергетических затрат основными технологиями ВКС и всем производством в целом.

Bobukh A.O., Dzevochko O.M., Podustov M.O., Pereverzieva A.M.

TO THE QUESTION TWO-LEVEL DEVELOPMENTS COMPUTER-INTEGRATED TECHNOLOGIES OF WATER RECYCLING AND CONSUMPTION OF SODA ASH PRODUCTION

As a result of research we develop a two-tier computer-integrated technologies of water recycling and water consumption of soda ash production by ammonia method. The practical use of the technology can be implemented on the basis of modern multifunctional microprocessor controllers, and instrumentation and automation. Implementation of the technology will enhance the efficiency of operations and reduce energy costs and basic videoconferencing technologies over the production as a whole.

УДК 662.74

Назаров В.Н., Кричковская Л.В., Корягин А.Г., Гиржон Е.Н.

СИНТЕЗ ЭФИРОВ 9-ГИДРОКСИ-9-ФЛУОРЕНКАРБОНОВОЙ КИСЛОТЫ

Одним из наиболее известных полупродуктов для синтеза БАВ, содержащих ядро флуорена в молекуле, является 9-гидрокси-9-флуоренкарбоновая кислота. Наличие двух реакционноспособных функциональных групп в молекуле (карбоксильной и гидроксильной) отвечает основным требованиям, предъявляемым к полупродуктам для синтеза БАВ, и создаёт возможность для синтеза широкого набора соединений, принадлежащих к различным классам органических соединений, а удобное близкое взаимное расположение данных функций в молекуле позволяет к тому же формировать фрагменты некоторых гетероциклов с участием обеих указанных функциональных групп.

Исходную 9-гидрокси-9-флуоренкарбоновую кислоту получают синтетическим путём из различного исходного сырья. На рис.1 представлены схемы реакций получения 9-гидрокси-9-флуоренкарбоновой кислоты из флуорена и фенантрена.

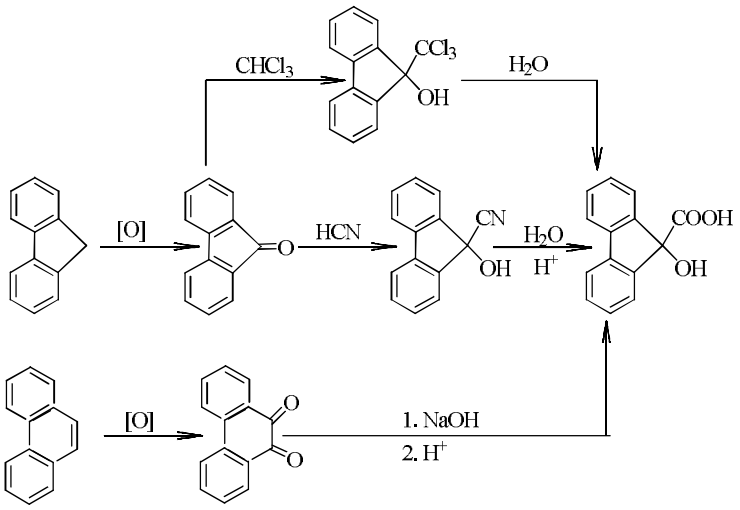


Рисунок 1 – Схемы синтеза 9-гидрокси-9-флуоренкарбоновой кислоты

Существующий лабораторный синтез этой кислоты из очищенного коксохимического фенантрена хорошо отработан и включает две стадии: окисление фенантрена в 9,10-фенантренхинон на первой стадии и известную в органической химии бензиловую перегруппировку полученного хинона в присутствии щёлочи на второй [1]. Выход продуктов на обеих стадиях высокий [2, 3].

Известно, что некоторые сложные эфиры 9-гидрокси-9-флуоренкарбоновой кислоты в настоящее время успешно используют в сельском хозяйстве в качестве гербицидов. В частности, кристаллы бутилового эфира 9-гидрокси-9-флуоренкарбоновой кислоты под названием "флуоренил" применяют для борьбы с некоторыми видами сорных растений [4]. Амиды 9-гидрокси-9-флуоренкарбоновой кислоты являются исходным сырьём для синтеза азотсодержащих гетероциклических соединений, содержащих ядро флуорена. Другие производные этой кислоты ещё мало исследованы и представляют определённый интерес для всестороннего изучения и, в первую очередь, для вы-

явления соединений, обладающих биологической активностью. Поиск таких соединений может быть вполне оправдан, если учесть, что в настоящее время уже известны и широко используются в медицинской практике несколько десятков готовых лекарственных форм, имеющих структуру, весьма близкую со структурой молекулы 9-гидрокси-9-флуоренкарбоновой кислоты [5, 6].

На рис. 2 приведена схема возможных трансформаций 9-гидрокси-9-флуоренкарбоновой кислоты. В лабораторных условиях нами было реализовано лишь одно направление из этой схемы, приводящее к получению сложных эфиров. Последние были получены двумя методами: путём кипячения исходной кислоты с одноатомными спиртами в присутствии катализатора и по реакции алкилирования калиевой соли 9-гидрокси-9-флуоренкарбоновой кислоты галогенсодержащими соединениями в полярном растворителе. В первом случае для проведения реакции этерификации были использованы следующие одноатомные спирты: пропанол-2; бутанол-1; 3-метилбутанол-1 (получены эфиры соответственно 1–3, табл. 1). Для реакции алкилирования (второй метод) были выбраны соединения с заданной структурой радикала и подвижным атомом галогена в молекуле (получены эфиры 4–7, табл. 1 и все эфиры в табл. 2). Методики получения эфиров приведены ниже.

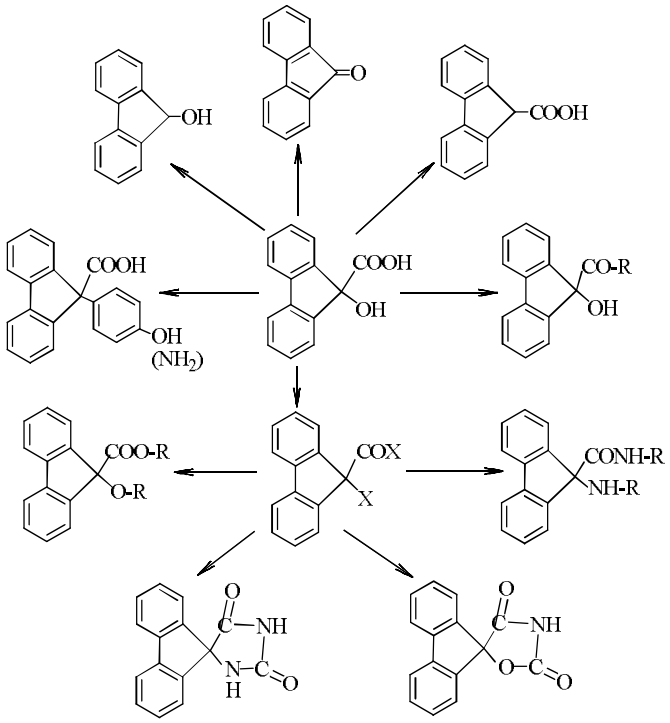
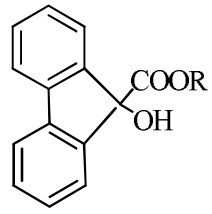
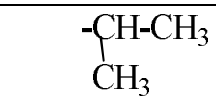
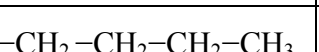
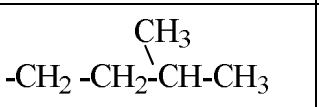
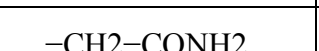
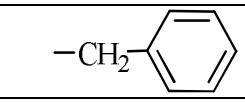
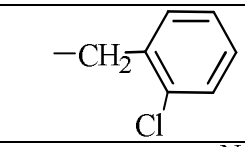
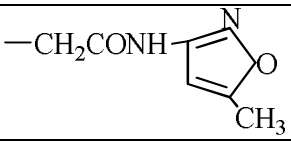


Рисунок 2 – Схема основных возможных трансформаций 9-гидрокси-9-флуоренкарбоновой кислоты

Проведенное исследование показало, что выбранные нами условия алкилирования 9-гидрокси-9-флуоренкарбоновой кислоты являются оптимальными для синтеза эфиров сложной структуры по второму методу. Подобранные мягкие условия алкилирования самой кислоты и её солей позволяют избежать процессов окисления и декарбоксилирования и получать эфиры, содержащие объёмные углеводородные радикалы в своей структуре. Практический выход эфиров в оптимальных условиях синтеза составляет 27–52 %.

Таблица 1 – Эфиры 9-гидрокси-9-флуоренкарбоновой кислоты

Номер соединения	Структура целевого соединения	Радикал R	Выход, %	Температура плавления, °С. Растворитель
1			67	130–131 Толуол
2			58	62–63 Гексан
3			52	48–49 Гексан
4			83	153–155 Толуол
5			78	136–137 Толуол
6			71	114–115 Толуол
7			61	213–215 Пропанол-2

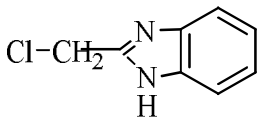
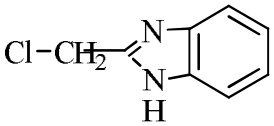
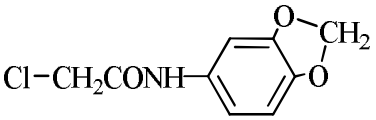
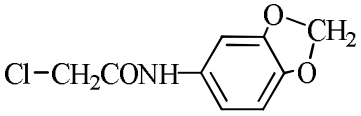
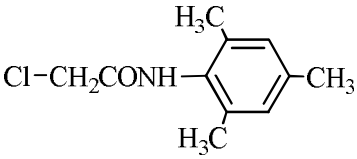
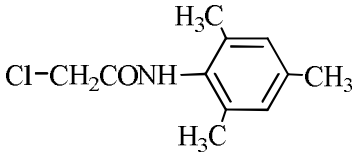
Методика синтеза соединений 1–3 (табл. 1). Исходную кристаллическую 9-гидрокси-9-флуоренкарбоновую кислоту предварительно высушивают в сушильном шкафу при температуре 105–110ºС в течение 1 ч с целью полного удаления кристаллогидратной воды.

Навеску 9-гидрокси-9-флуоренкарбоновой кислоты массой 2,26 г (0,01 моль) кипятят в колбе с обратным холодильником в 7– 8 мл выбранного одноатомного спирта в присутствии 0,5 мл концентрированной серной кислоты в течение 3–4 ч. По истечении указанного времени содержимое колбы охлаждают и выливают в 100 мл водного раствора соды 5%-ной концентрации. Выпавший осадок представляет собой целевой сложный эфир. Последний отфильтровывают, высушивают и 2–3 раза кристаллизуют из гексана, толуола или другого предварительно подобранного растворителя.

Методика синтеза соединений 4–7 (табл. 1). Навеску высушенной 9-гидрокси-9-флуоренкарбоновой кислоты в количестве 2,26 г (0,01 моль) полностью растворяют в 25 мл безводного ацетона. В полученный раствор вносят несколько кристалликов йодида калия и 0,01 моль растёртого в порошок гидроксида калия. Реакционную смесь доводят до кипения и при интенсивном перемешивании небольшими порциями прибавляют алкилирующий агент, приготовленный путём растворения целевого алкилгалогенида (0,01 моль) в 10 мл ацетона. Реакцию алкилирования при непрерывном нагревании и перемешивании ведут в течение 4–5 ч, после чего большую часть ацетона отгоняют, а остаток в колбе разбавляют большим количеством воды (150 мл). При этом полученный раствор должен иметь щелочную реакцию. Образовавшийся

эфир спустя некоторое время выпадает в осадок. Его отфильтровывают, высушивают и очищают перекристаллизацией из толуола.

Таблица 2 – Условия и результаты алкилирования 9-гидрокси-9-флуоренкарбоновой кислоты

Исходный продукт	Структура алкилирующего агента	Температура реакции, ºС	Растворитель	Продолжительность реакции, ч	Выход эфира, %
Кислота		26	Ацетон	12	27
Калиевая соль		50	ДМАА	8	34
Кислота		25	Ацетон	10	46
Калиевая соль		42	ДМАА	6	51
Кислота		40	Ацетон	8	48
Калиевая соль		50	ДМАА	5	52

Литература

1. Ингольд К. Теоретические основы органической химии : пер. с англ. – М. : Мир, 1973. – 1055 с.

2. Хиккинботтом В. Реакции органических соединений. – М. : ГОНТИ, 1939. – 362 с.

3. Синтезы органических препаратов. – М. : Иностр. лит-ра, 1956.– 564 с. – сб.

4. Мельников Н.Н., Баскаков Ю.А. Химия гербицидов и регуляторов роста растений. – М. : Наука, 1962. – 723 с.

5. Преображенский Н.А., Генкин Э.Н. Химия органических лекарственных веществ. – М.: Госхимиздат, 1953. – 592 с.

6. Рубцов М.В., Байчиков А.Г. Синтетические химико-фармацевтические препараты. – М. : Медицина, 1971. – 328 с.

7. Матье Ж., Панико Р. Курс теоретических основ органической химии : пер. с франц. – М. : Мир, 1975. – 556 с.

8. Моррисон Ф., Бойд Р. Органическая химия : пер. с англ. – М. : Мир, 1974. – 1132 с.

9. Сайкс П. Механизмы реакций в органической химии. – Изд. 3-е. – М.: Мир, 1977. – 447 с.

Bibliography (transliterated)

1. Ingold K. Teoreticheskie osnovyi organicheskoy himii : per. s angl. – M. : Mir, 1973. – 1055 p.

2. Hikkinbottom V. Reaktsii organicheskih soedineniy. – M. : GONTI, 1939. – 362 p.

3. Sintezyi organicheskih preparatov. – M. : Inostr. lit-ra, 1956.– 564 p. – sb.

4. Melnikov N.N., Baskakov Yu.A. Himiya gerbitsidov i regulyatorov rosta rasteniy. – M. : Nauka, 1962. – 723 p.

5. Preobrazhenskiy N.A., Genkin E.N. Himiya organicheskih lekarstvennyih veschestv. – M.: Goshimizdat, 1953. – 592 p.

6. Rubtsov M.V., Baychikov A.G. Sinteticheskie himiko-farmatsevticheskie preparatyi. – M. : Meditsina, 1971. – 328 p.

7. Mate Zh., Paniko R. Kurs teoreticheskih osnov organicheskoy himii : per. s frants. – M. : Mir, 1975. – 556 p.

8. Morrison F., Boyd R. Organicheskaya himiya : per. s angl. – M. : Mir, 1974. – 1132 p.

9. Sayks P. Mehanizmyi reaktsiy v organicheskoy himii. – Izd. 3-e. – M.: Mir, 1977. – 447 p.

УДК 662.74

Назаров В.М., Кричковська Л.В., Корягін А.Г., Гіржон Є.Н.

СИНТЕЗ ЕСТЕРІВ 9-ГІДРОКСІ-9-ФЛУОРЕНКАРБОНОВОЇ КИСЛОТИ

В статті наведено схему синтезу 9-гідроксі-9-флуоренкарбонової кислоти з коксохімічного 9,10-фенантренхінону.

Показано використання даної кислоти для одержання естерів. Описані умови синтезу і очищення кінцевих продуктів, які являють цікавість для вивчення окремих видів біологічної активності.

Nazarov V.M., Krichkovska L.V., Koryagin A.G., Girzhon E.N.

SYNTHESIS OF ESTERS 9-HYDROKSI-9-FLUORENCARBONIC ACID

In the Article the chart of synthesis of 9-hydroksi-9-fluorencarbonic acid from the cokechemical 9,10-phenantrenequinone is resulted.

The usage of this acid for the synthesis of ethers is shown.

The terms of synthesis and cleaning of the finished goods which make interest for the study of separate types of biological activity are described.

УДК 661.185

Дзевочко А.І., Подустов М.О., Панасенко В.О.

РОЗРОБКА МАТЕМАТИЧНОЇ МОДЕЛІ ПРОЦЕСУ СУЛЬФАТУВАННЯ В ПЛІВКОВОМУ РЕАКТОРІ

Вступ

Процес сульфатування органічних речовин є основною стадією виробництва поверхнево-активних речовин. На цій стадії відбувається взаємодія органічної речовини з низькоконцентрованим газоподібним триоксидом сірки. В Україні процес сульфатування проводився найчастіше в об'ємних реакторах зі ступенем перетворення органічної речовини не більше 90 %. Це приводить до втрат вихідної сировини й значних викидів шкідливих речовин до атмосфери.

Аналіз літературних даних [1–3] показав, що в цей час процес сульфатування проводиться в плівкових реакторах зі спадним потоком фаз. У цьому випадку плівка рідини органічного реагенту падає під дією сили ваги, повністю змочуючи стінки трубки й контактує з газоподібним SO_3 розведеним інертним газом, зазвичай повітрям, до концентрації 3–6 % об. Зовнішня поверхня трубки охолоджується водою. Завдяки значному співвідношенню площі поверхні до обсягу органічного реагенту в трубці проходить ефективний відвід тепла, чим створюються м'які умови проходження реакції. Це дуже важливо, тому що в міру проходження реакції виділяється близько 167 кДж/моль тепла. Для проведення розрахунку процесу сульфатування й розробці конструкції реактора необхідно мати його математичну модель, що буде базою для створення сучасних алгоритмів і комп'ютерних програм розрахунку плівкових реакторів сульфатування.

Аналіз останніх досліджень і публікацій

Даному питанню у світі приділяється велика увага [4–12]. Математична модель, запропонована Джонсоном і Крайнесом [4] була досить спрощеною. Автори вважають, що реакція проходить тільки на поверхні поділу газ–рідина й використовували емпіричне рівняння Джиллиленд-Шервуда для розрахунку коефіцієнта масообміну. Коефіцієнт передачі тепла до твердої стінки оцінювався за допомогою Девіса і Девіда кореляції [5]. З урахуванням цих коефіцієнтів і з урахуванням лінійного профілю температури в плівці рідини були отримані величини температур уздовж реактора.

Правдін зі співавторами [6] також взяв за основу математичну модель Джонсона й Крайнеса, але розрахунок коефіцієнта масопередачі проводився за рівнянням, отриманому на основі обробки власних експериментальних даних. Результати моделювання, проте, також незначно відрізнялися від авторів [4].

Девіс зі співавторами [7] запропонували більш реалістичну модель, розглядаючи зміну товщини плівки по довжині реактора й параметрів, що впливають на її величину. Ними представлене рішення мікроскопічного балансу маси в плівці рідини, що є досягненням у порівнянні з попередніми моделями. Однак результати математичного моделювання на основі гіпотези молекулярних дифузій у рідкій фазі й плавному збільшенні конверсії уздовж реактора були близькі до даних Джонсона й Крайнеса.

Гутьєррес зі співавторами [8] зробили припущення про хвилеіндуковану турбулентну дифузію навіть у ламінарному потоці плівки рідини. Автори вперше показали, що масоперенос спочатку контролюється опором у газовій фазі, а пізніше опором у рідкій фазі. Однак основний недолік їхньої математичної моделі полягає в тому, що було використано кілька числових коригувальних факторів для оцінки коефіцієнтів тертя на поверхні газ-рідина, а також коефіцієнтів тепло- і масообміну. Введення такої корекції обмежує застосування даної математичної моделі.

Дабір зі співавторами [9] запропонували математичну модель, що підходить і для ламінарних і для турбулентних плівок і розглядає ефекти хвильового руху плівки за допомогою параметра турбулентної дифузії. Автори показали достатню збіжність моделі за експериментальним даними наведеним в [8] і за даними промислової експлуатації плівкового реактора. Однак введення кореляції для розрахунку коефіцієнта тертя ряд авторів вважають необґрунтованим.

Таленс [10] указав на додатковий ефект поверхневого натягу, а також вивчив фізичні властивості рідкої фази по товщині плівки. Однак використання рівнянь для розрахунку масо- і теплопередачі недостатньо обґрунтовано.

Аканкша зі співавторами [11] розглянули питання математичного моделювання процесу сульфування в плівковому реакторі. Однак вони також використовували коефіцієнт масообміну з рівняння, запропонованого Джонсоном і Крайнесом [4] і тому отримані результати вимагають додаткового аналізу.

Ортега [12] у своїй роботі на наш погляд взяв за основу математичну модель, наведену в [11], але провів більше широкі дослідження методом математичного моделювання. У статті вказується на значне зростання конверсії рідини спочатку реактора на відміну від експериментальних даних і вважає, що це пов’язане з тим, що не враховується повною мірою розподіл концентрації SO_3 на вхідній ділянці реактора.

Таким чином, незважаючи на велику кількість літературних даних питання математичного моделювання плівкових реакторів сульфатування вимагає подальшого вивчення.

Мета роботи

Розробка математичної моделі й програми розрахунку процесу сульфатування сумішей органічних речовин газоподібним низкоконцентрованим триоксидом сірки.

Основна частина

Для розробки математичної моделі процесу сульфатування необхідно скласти балансові рівняння масо- і теплообміну по довжині реакційної труби. Математична модель складалася при наступних допущеннях:

– втрати тепла в навколишнє середовище відсутні;

– рідка плівка симетрична щодо осі реактора;

– рідина не випаровується, газ не конденсується;

– вхідні й вихідні кінцеві ефекти не враховуються;

– не відбувається краплинного віднесення рідини.

Розглянемо спадний рух плівки рідини й потоку газу по довжині реактора. Матеріальний баланс по рідкій фазі можна записати в наступному виді

$$V_z \frac{\partial C_A}{\partial z} = \frac{\partial}{\partial y}\left[\left(D_A + D_T \right) \frac{\partial C_A}{\partial y} \right] - r, \quad (1)$$

де C_A – молярна концентрація вихідної органічної сировини в рідкій фазі, моль/м^3; y – осьова координата; V_z – швидкість рідини фази, м/с; D_T – турбулентна дифузія в рідкій фазі, м^2/с; z – осьова координата; r – швидкість реакції, моль/(м^2· с); D_A – молекулярна дифузія в рідкій фазі, м^2/с.

Швидкість рідкої фази в загальному виді може бути визначена за наступним рівнянням

$$V_Z = \int_0^y \frac{g(\delta - y) + {\tau_{гж}}/{\rho_{ж}}}{\frac{\mu_{ж}}{\rho_{ж}} + \varepsilon_м} dy, \quad (2)$$

де δ – товщина плівки рідкої фази, м; $\tau_{гж}$ – дотичне напруження на поверхні розділу газ-рідина, Н/м^2; $\mu_{ж}$ – динамічна в'язкість рідкої фази, Па· с; $\varepsilon_м$ – вихрова в'язкість, м^2/з; $\rho_{ж}$ – щільність рідкої фази, кг/м^3; g – прискорення вільного падіння, м^2/с.

З огляду на те, що плин плівки рідини ламінарний можна записати

$$V_Z = \frac{\rho_{ж} \cdot g}{\mu_{ж}} \left(\delta y - \frac{y^2}{2} \right) + \frac{\tau_{гж} \cdot y}{\mu_{ж}}. \quad (3)$$

Товщину плівки можна визначити з наступного рівняння

$$\delta = \sqrt{\frac{\Gamma}{\delta / 3\mu_{ж} + \tau_{гж} / 2\mu_{ж}}}, \quad (4)$$

де Γ – лінійна щільність зрошення, м^2/с.

Дотичне напруження на кордоні поділу газ-рідина визначаємо з наступного рівняння

$$\tau_{гж} = f \cdot \rho_{ж} \cdot V_{\Gamma}^2, \quad (5)$$

де f – коефіцієнт тертя; V_{Γ} – швидкість газового потоку, м/с.

Коефіцієнт тертя обчислюємо в такий спосіб

$$f = 0{,}04 \cdot \mathrm{Re}_{\Gamma}^{0{,}25} \cdot (14 - 0{,}06 \cdot z), \quad (6)$$

де Re_{Γ} – критерій Рейнольдса для газового потоку.

Згідно літературних даних реакція сульфатування протікає дуже швидко й швидкість процесу в основному визначається швидкістю масопереносу з обсягу газу до кордону поділу фаз. З огляду на те, що газова фаза добре перемішана (крім вхідної ділянки) матеріальний баланс по газовій фазі можна записати в наступному виді

$$\frac{d\left(M_Г \cdot N_B\right)}{\Pi \cdot dz} = - K_Г \cdot P_B, \tag{7}$$

де $M_Г$ – молярна витрата газового потоку, моль/с; N_B – відношення парціального тиску SO_3 до загального тиску газового потоку; П – периметр трубки, м; $K_Г$ – коефіцієнт масопередачи, моль/м^2· с; P_B – парціальний тиск триоксиду сірки в газовому потоці, Па.

Тому що $N_B = P_B / P$ можна записати

$$M_Г \frac{dP_B}{P \cdot dz} = - K_Г \cdot P_B \ , \tag{8}$$

де P – загальний тиск газового потоку, Па.

Після інтегрування маємо

$$P_B = P_0 \cdot \exp\left(\frac{K_Г \cdot p \cdot П}{M_Г} \cdot z\right), \tag{9}$$

при початковій умові $P_B(0) = P_0$.

Коефіцієнт масопередачі був прийнятий на підставі глибокого аналізу процесу масообміну в трубчастих реакторах сульфатування [13] рівним

$$K_Г = 0,046 \cdot \mathrm{Re}_г^{0,83} \cdot \mathrm{R}_{г_q}^{0,44}, \tag{10}$$

де $\mathrm{R}_{г_q}$ – дифузійний критерій Прандтля.

Розподіл концентрації триоксиду сірки на вхідній ділянці реакційної труби розраховується за рівнянням [14, 15]

$$C^* = 1 + \sum_{x_i>0} \frac{y_1(x_i \cdot e)}{y_0(x_i) \cdot q \cdot x_i \cdot e} \exp\left[\left(0,5 - q\right) \cdot Pe_z \cdot z_i\right]; \tag{11}$$

$$y_1(x_i) = 0; \ \ q = \sqrt{0,25 + \frac{x_i}{Pe_z \cdot Pe_y}}; \ \ Pe_{z,y} = \frac{V_Г \cdot d}{D_{z,y}}; \ \ e = \frac{d_s}{d}; \ \ Z_i = \frac{2z}{d},$$

де d – діаметр трубки подачі, SO_3, м; D – коефіцієнти осьової (D_z) і радіальної (D_y) дифузії в газовому потоці, м^2/с; y_0, y_1 – функції Бесселя 0-го й 1-го порядків; x_i – ар-

гумент функції Бесселя; $V_Г$ – швидкість газового потоку, м/с; d – діаметр реакційної труби, м; C^* – відношення концентрації SO_3 у будь-якій крапці газоподібного середовища до середньої концентрації SO_3 у газовому потоці; $Pe_{z,y}$ – критерії Пеклє осьовий та радіальний.

Рівняння теплового балансу представлено в такий спосіб

$$V_z \frac{\partial \rho c_p T}{\partial z} = \frac{\partial}{\partial y}\left[-\lambda_{ж} \frac{\partial T}{\partial y}\right] + \Delta H \cdot r, \tag{12}$$

де T – температура рідкої фази, К; c_p – питома теплоємність рідкої фази, Дж/кг·К; $\lambda_{ж}$ – теплопровідність рідкої фази, Вт/м·К; ΔH – теплота реакції, Дж/моль.

Рішення рівнянь 1 і 12 вимагають відповідних граничних умов при $y = 0$

$$\frac{\partial C_A}{\partial y} = \frac{\partial C_B}{\partial y} = 0; \tag{13}$$

$$\lambda_{ж} \frac{\partial T}{\partial y} = K_{ТХ}(T_{y=0} - T_x); \tag{14}$$

при $y = \delta$

$$\frac{\partial C_A}{\partial y} = \frac{k_Г \cdot P}{D_A \cdot R \cdot T}\left(y_A - y_A^*\right); \tag{15}$$

$$\frac{\partial C_B}{\partial y} = -\frac{k_Г \cdot P_B^*}{D_B \cdot R \cdot T}; \tag{16}$$

$$\frac{\partial T}{\partial y} = \frac{K_{ТГ}}{K}(T_Г - T_{y=\delta}) - \frac{K_Г \cdot P_B^* \cdot \lambda_{ст}}{\lambda_{ж} \cdot R \cdot T}, \tag{17}$$

де $K_{ТХ}$ – коефіцієнт теплопередачі від рідкої фази до охолоджувальної води, Вт/м^2·К; T_x – температура охолоджувальної води, К; R – універсальна газова постійна, Дж/моль·К; P – тиск рідкої фази, Па; y_A – мольна концентрація SO_3 у газовому потоці, моль/м^3; y_A^* – рівноважна мольна концентрація SO_3, моль/м^3; P_B^* – тиск пар рідкої фази, Па; D_B – коефіцієнт дифузії SO_3 у газовому потоці, м^2/с; $\lambda_{ст}$ – теплопровідність стінки, Вт/м·К; $K_{ТГ}$ – коефіцієнт теплопередачі від рідини до газу, Вт/ м^2·К.

Коефіцієнт теплопередачі від рідкої фази до газового потоку обчислюється по рівнянню

$$K_{TT} = 0,046 \cdot \mathrm{Re}_{Г}^{0.8} \cdot \mathrm{Pr}_{Г}^{0,35}, \tag{18}$$

де $\mathrm{Pr}_{Г}$ – критерій Прандля для газового потоку.

Коефіцієнт теплопередачі від рідкої фази до охолоджувальної води визначали по рівнянню

$$K_{TX} = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_1} + \frac{\delta_{ст}}{\lambda_{ст}} + \frac{1}{\alpha_2}}, \tag{19}$$

де α_1 – коефіцієнт тепловіддачі від рідкої фази до стінки, кВт/м^2·К; α_2 – коефіцієнт тепловіддачі від стінки до охолоджувальної води, кВт/м^2·К; $\delta_{ст}$ – товщина стінки реакційної труби, м; $\lambda_{ст}$ – питома теплопровідність стінки, Вт/ м^2·К.

Коефіцієнти тепловіддачі обчислювалися по рівняннях:

$$\alpha_1 = 0,06 \frac{\lambda_{ж}}{3600 \cdot d} \cdot \left(\frac{\rho_{ж}}{\rho_{Г}} \right)^{0,28} \cdot \left(\frac{d \cdot G_{гж}}{\mu_{ж}} \right)^{0,87} \cdot P_{Гж}^{0,4}, \tag{20}$$

$$\alpha_2 = 0,805(1 + 0,014 \cdot T_X) \cdot V_x^{0,87}, \tag{21}$$

де $\rho_{Г}$ – щільність газового потоку, кг/м^3; $\rho_{ж}$ – щільність рідкої фази, кг/м^3; T_X – температура хладоагента, К; V_x – швидкість подачі хладоагента, м/с; $G_{гж}$ – масова витрата газорідінного потоку, кг/с; $\mu_{ж}$ – динамічна в'язкість реакційної маси, Па·с; $P_{чж}$ – критерій Прандля для рідини.

Математична модель процесу сульфатування в плівковому трубчастому реакторі повинна включати фізико-хімічні характеристики рідкої фази по довжині ректора, зокрема, щільність і в'язкість. Ці параметри нами були визначені на основі експериментальних досліджень і наведені в [16]. Щільність реакційної маси по довжині реактора розраховується за рівнянням

$$\rho_{ж} = 854 + 2,25\eta - 9(T - 273). \tag{22}$$

В'язкість реакційної маси по довжині реактора розраховувалася за рівнянням при $0 < \eta < 72$ %

$$\mu_{ж} = 131 \cdot \exp\left\{ -0,5 \cdot \left[0,0002 \cdot \left(T - 273 \right)^2 + 0,0009 \cdot \eta^2 \right] \right\}, \tag{23}$$

при $\eta > 72$ %

$$\mu_{ж} = 595,6 - 11,34\eta + 0,07\eta^2 + 0,1 \cdot \left(T - 273 \right)^2, \tag{24}$$

де η – ступінь сульфатування органічної сировини, %.

Була розроблена програма розрахунку процесу сульфатування сумішей органічних речовин у плівковому трубчастому реакторі з використанням пакета прикладних програм MATLAB.

Подальші дослідження будуть спрямовані на глибоке вивчення процесу сульфатування методом математичного моделювання.

Висновки

Наведено математичну модель процесу сульфатування сумішей органічних речовин у трубчастому плівковому реакторі. Розроблено програмне забезпечення для розрахунку плівкового реактора. Проведення досліджень по математичній моделі дадуть можливість знайти оптимальні технологічні й конструктивні параметри реактора сульфатування.

Література

1. Правдин В.Г. Сульфирование и сульфатирование нефтехимических продуктов газообразным триоксидом серы в производстве ПАВ. – М.: ЦУНИИТЭ – Нефтехим, 1981. – 44 с.

2. Foster N.C. (1997). Sulfonation and sulfation processes. The Chemithon Corporation, Retrieved from: http://www.chemithon.com / Resources/ pdfs / Technical papers / Sulfo % 20 and % 20 Sulfa % 201. pdf.

3. Knaqqs E. (2004). Comment on "Optimization of the linear alkyl benzene sulfonation process for surfactant manufacture" and "Sulfonation technology for anionic surfactant manufacture": Falling film SO_3 sulfonation–laminar or turbulent flow controversy. Org. Proc. Res. Dev., Vol. 8, No 6, pp. 1079–1089.

4. Johnson G.R., Grynes B.I. (1974). Modeling of a thin–film sulfur trioxide sulfonation reactor. Ind. Eng. Chem. Proc., Vol. 13, No 1. – pp. 6–14.

5. Davis E.J., David M.M. (1964). Two-Phase Gas-Liquid Convection Heat Transfer. Ind. Eng. Chem. Fundam, Vol. 3, pp. 111–118.

6. Правдин В.Г. Влияние межфазного обмена при сульфатировании высших жирных спиртов газообразным SO_3 на степень конверсии сырья и качество сульфопродуктов // В.Г. Правдин, Д.И. Земенков, И.А. Волков // Химическая промышленность, 1976. – № 9. – С. 11–13.

7. Davis Y.I., Van Ouwerkkerk M., Venkatesh S. (1979) An andlysis of the falling film gas–liquid reactor –Chem Eng Sci., – Vol. 34, No 4, pp. 539–550.

8. Gutierrez G.Y., Mans T.C., Costa L.Y. (1988). Improved mathematical model for a falling film sulfonation reactor. Ind. Eng. Chem. Res., Vol. 27, No 9, pp. 1701–1707.

9. Dabir B., Riazi M.R., Davoudirad H.R. (1996). Modelling of falling film reactors. Chem. Eng. Sci., Vol. 51, No.11, pp. 2553–2558.

10. Talens F.I. (1999). The modelling of falling film chemical reactors. Chemical Engineering Science, Vol. 54, No.12, pp. 1871–1881.

11. Akanksha, Pant K.K., Srivastava V.K. (2007). Modelling of sulphanation of tridecylbenzene in a falling film reactor. Math. Comp. Model, Vol. 46, No.9–10, pp. 1332–1344.

12. Ortega Y.T. (2011). Sulfonation / Sulfation processing technology for fnionic sulfactant manufacture. Advances in Chemical Engineering, Vol. 11, pp. 269–294.

13. Дзевочко А.І. Анализ процесів масообміну в трубчатому плівковому реакторі сульфатування / А.І. Дзевочко, М.О. Подустов, А.П. Заікін // Сборник научных трудов "Химия и технология основной химической промышленности". – Х.: НИОХИМ. – 2016. – Том 78. – № 22. – С. 187–192.

14 Bischoff K.B., Levenspiel O. (1962). Fluid dispersion-generalization and comparison of mathematical models – I generalization of models. Chem. Eng. Sci., Vol. 17, No. 3, pp. 245–274.

15. Brostrom A. (1975). A mathematical model for simulating the sulfonation of dodecyl benzene with gaseous sulfur trioxide in an industrial reactor of votator type. Transactions of the Institution of Chemical Engineers, Vol. 53, pp. 29–33.

16. Dzevochko A., Podustov M/ (2016). Regularities of the process sulfateand mixtures organic substances. – European Journal of Enterprise Technologies, No 5/6 (83), pp. 37–43.

Bibliography (transliterated)

1. Pravdin V.G. Sul'firovaniye i sul'fatirovaniye neftekhimicheskikh produktov gazoobraznym trioksidom sery v proizvodstve PAV. – M.: TSUNIITE – Neftekhim, 1981. – 44 p.

2. Foster N.C. (1997). Sulfonation and sulfation processes. The Chemithon Corporation, Retrieved from: http://www.chemithon.com / Regources/ pdfs / Technical papers / Sulfo % 20 and % 20 Sulfa % 201. pdf.

3. Knaqqs E. (2004). Comment on "Optimization of the linear alkyl benzene sulfonation process for surfactant manufacture" and "Sulfonation technology for anionic surfactant manufacture": Falling film SO_3 sulfonation–laminar or turbulent flow controversy. Org. Proc. Res. Dev., Vol. 8, No 6, pp. 1079–1089.

4. Johnson G.R., Grynes B.I. (1974). Modeling of a thin–film sulfur trioxide sulfonation reactor. Ind. Eng. Chem. Proc., Vol. 13, No 1. pp. 6–14.

5. Davis E.J., David M.M. (1964). Two-Phase Gas-Liquid Convection Heat Transfer. A Correlation. Ind. Eng. Chem. Fundam, Vol. 3, pp. 111–118.

6. Pravdin V.G. Vliyaniye mezhfaznogo obmena pri sul'fatirovanii vysshikh zhirnykh spirtov gazoobraznym SO3 na stepen' konversii syr'ya i kachestvo sul'foproduktov // V.G. Pravdin, D.I. Zemenkov, I.A. Volkov // Khimicheskaya promyshlennost', 1976. – № 9. – P. 11–13.

7. Davis Y.I., Van Ouwerkkerk M., Venkatesh S. (1979) An andlysis of the falling film gas–liquid reactor –Chem Eng Sci., – Vol. 34, No 4, pp. 539–550.

8. Gutierrez G.Y., Mans T.C., Costa L.Y. (1988). Improved mathematical model for a falling film sulfonation reactor. Ind. Eng. Chem. Res., Vol. 27, No 9, pp. 1701–1707.

9. Dabir B., Riazi M.R., Davoudirad H.R. (1996). Modelling of falling film reactors. Chem. Eng. Sci., Vol. 51, No.11, pp. 2553–2558.

10. Talens F.I. (1999). The modelling of falling film chemical reactors. Chemical Engineering Science, Vol. 54, No.12, pp. 1871–1881.

11. Akanksha, Pant K.K., Srivastava V.K. (2007). Modelling of sulphanation of tridecylbenzene in a falling film reactor. Math. Comp. Model, Vol. 46, No.9–10, pp. 1332–1344.

12. Ortega Y.T. (2011). Sulfonation / Sulfation processing technology for fnionic sulfactant manufacture. Advances in Chemical Engineering, Vol. 11, pp. 269–294.

13. Dzevochko A.I. Analiz protsesív masoobminu v trubchatomu plivkovomu reaktori sul'fatuvannya / A.I. Dzevochko, M.O. Podustov, A.P. Zaikin // Sbornik nauchnykh trudov "Khimiya i tekhnologiya osnovnoy khimicheskoy promyshlennosti". – KH.: NIOKHIM. – 2016. – Том 78. – № 22. – P. 187–192.

14. Bischoff K.B., Levenspiel O. (1962). Fluid dispersion-generalization and comparison of mathematical models – I generalization of models. Chem. Eng. Sci., Vol. 17, No. 3, pp. 245–274.

15. Brostrom A. (1975). A mathematical model for simulating the sulfonation of dodecyl benzene with gaseous sulfur trioxide in an industrial reactor of votator type. Transactions of the Institution of Chemical Engineers, Vol. 53, pp. 29–33.

16. Dzevochko A., Podustov M. (2016). Regularities of the process sulfateand mixtures organic substances. – European Journal of Enterprise Technologies, No 5/6 (83), pp. 37–43.

УДК 661.185

Дзевочко А.И., Подустов М.А. Панасенко В.А.

РАЗРАБОТКА МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ПРОЦЕССА СУЛЬФАТИРОВАНИЯ В ПЛЕНОЧНОМ РЕАКТОРЕ

Приведена математическая модель процесса сульфатирования смесей органических веществ. Разработано программное обеспечение для расчета трубчатого пленочного реактора с использованием пакета прикладных программ MATLAB.

Dzevochko A.I., Podustov M.O., Panasenko V.O.

DEVELOPMENT MATHEMATICAL MODEL OF SULFATION PROCES IN A FILM REACTOR

A mathematical model of the process of sulfation of organic compounds mixtures is shows. The software for calculation of the tubular film reactor using MATLAB software package is development.

УДК 608.2+539.217.1

Чейлитко А.О.

ДОСЛІДЖЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ СТВОРЕННЯ СИСТЕМ ОХОЛОДЖЕННЯ ЕЛЕКТРОННИХ КОМПОНЕНТІВ НА ОСНОВІ ПОРИСТИХ МЕТАЛЕВИХ ВИРОБІВ

Вступ

Пористі металеві вироби виробляються наступними шляхами: литтям; фізичним або хімічним осадженням; газоевтектичим перетворенням та порошковою металургією.

Поширеним пористим металом є пористий алюміній. Він використовується й в автомобільному будівництві й в аерокосмічному. Однак, недоліком використання алюмінію є те, що алюмінієвий брухт важко використовувати повторно, так як в ньому багато різних легуючих добавок. З цієї причини на автозаводах використовується лише 35 відсотків алюмінію [1]. Якщо ще врахувати, що виробництво алюмінію один з найнебезпечніших забруднювачів природи

Створення пористого сплаву Al-Mg газоевтектичним перетворенням у водневому середовищі при невеликій кількості Mg (масовою долею нижче 35 %) дає пластичний метал з межею міцності при стисненні більше ніж щільні зразки через існування пір [2]. Це дає можливість використовувати їх в промисловості при тих самих умовах, як і щільні сплави. Але перевагою пористого сплаву буде менший коефіцієнт теплопровідності, менша вага та економія матеріалу.

Спосіб отримання пористого алюмінію литтям з пористістю близько 20% наведено у [3]. При даному методі виготовлення пористого алюмінію пори мають форму витягнутого еліпсу, яка, як було доведено у третьому розділі, є оптимальною формою пори для пористих металів.

В [4] розглядається спосіб одержання пористого металу на основі Ti-Al спіканням при температурі 1100 ºС. При даному способі отримання інтерметалідів пористість металу досягається 80 %. Одна з властивостей отриманого металу – гарна теплова ізоляція. Нажаль авторами не приводяться кількісні показники властивостей отриманого високо пористого металу.

У [5] пропонується використовувати пористе тіло для системи охолодження пальника при високофорсованих режимах детонаційного горіння. У [6] пористий метал рекомендується в якості тепло масообміного середовища в непрямих системах випарного охолодження. Для елементів живлення електронної апаратури часто використовують пластинчаті радіатори з шириною між ребрами 2,5–14 мм та товщиною ребер 2–2,5 мм [7]. Але методологія проектування систем охолодження електронних компонентів на основі пористих металевих виробів на даний час відсутня. Вирішення цієї задачі дозволить значно знизити вагу радіаторних елементів без зниження їх ефективності.

Визначення геометричних параметрів ребристого радіатору для охолодження комп'ютерного процесору Intel Core i7

Розрахунок радіаторів полягає у визначенні його геометричних розмірів при заданій потужності теплового розсіювання, температурі зовнішнього середовища і максимально допустимому нагріванні електронних компонентів.

Сумарна поверхня охолодження радіатора з умов третього роду

$$F = q / \left[\alpha (T - T_C) \right],$$

де T – температура поверхні радіатора, К; T_c – температура навколишнього середовища, К; q – потужність тепла, яку необхідно розсіяти, Вт; α – коефіцієнт тепловіддачі, що складається з добутку коефіцієнтів тепловіддачі бічних α_{K1} і торцевих α_{K2} площин ребер й теплообміну випромінюванням радіатору $\alpha_{л3}$.

Сумарний коефіцієнт тепловіддачі

$$\alpha = \alpha_{K1} + \alpha_{K2} + \alpha_{Л3}.$$

Як відомо коефіцієнт тепловіддачі знаходиться з критерію Нусельта, але при такій формі запису характерний розмір є невизначеним для ребер радіатору, тому для них пропонується наступний запис [8].

Для бічних площин ребер довжиною D, встановлених вертикально

$$\alpha_{K1} = A_1 \left[(T - T_c) / D \right]^n,$$

де A_1 – емпіричний коефіцієнт, що враховує фізичні параметри навколишнього середовища; n – емпіричний коефіцієнт, що залежить від режиму току повітря. При ламінарному режимі = 1/8; при перехідному 1/4; при турбулентному 1/3; D – довжина плоского ребра.

Для ребер, розташованих горизонтально і вершиною вгору

$$\alpha'_{K1} = A_2 \left[(T - T_c) / H \right]^n,$$

де A_2 – емпіричний коефіцієнт, що враховує фізичні параметри навколишнього середовища; $A_2 = 0{,}7A_1$; H – ширина радіатору, яка складається з суми товщини усіх ребер та зазору між ними.

Для ребер, розташованих горизонтально і вершиною вниз

$$\alpha''_{K1} = A_3 \left[(T - T_c) / H \right]^n,$$

де A_3 – емпіричний коефіцієнт, що враховує фізичні параметри навколишнього середовища; $A_3 = 1{,}3A_1$.

Для торцевих площин ребер радіатора

$$\alpha_{K2} = A_4 \left[(T - T_c) / \delta^k \right]^m,$$

де A_4 – емпіричний коефіцієнт, що враховує фізичні параметри навколишнього середовища; δ – товщина одного ребра, м; m, k – емпіричні коефіцієнти.

Коефіцієнт теплообміну при випромінюванні

$$\alpha_{лз} = 5,67\varepsilon \frac{(T/100)^4 - (T_c/100)^4}{T - T_c},$$

де ε – ступінь чорноти; T – температура радіатора, К; T_c – температура навколишнього середовища, К.

Наведені формули дозволяють визначити необхідні розміри радіатору. Розглянемо створення радіатору для охолодження комп'ютерного процесору Intel Core i7 з тепловиділенням у максимальному режимі роботи 150 Вт. Габаритні розміри основи радіатору складають 49х49х3 мм. Максимально допустима температура нагріву процесора Т = 343 К. Потрібно визначити розміри радіатора ребристого типу та спроектувати основу радіатору з пористого металу таким чином, щоб максимально збільшити теплову ефективність системи охолодження. Так як між радіатором та процесором наноситься термопаста, то контактний термічний опір приймаємо 0,011 К / Вт (термопаста МХ 8).

Схема ребристого радіатору зображена на рисунку 6.9. Задамося геометричними розмірами ребра δ = 0,003 м; b = 0,004 м; H = 0,049 м; D = 0,049 м. Емпіричні коефіцієнти для розрахунку вибиралися з [8].

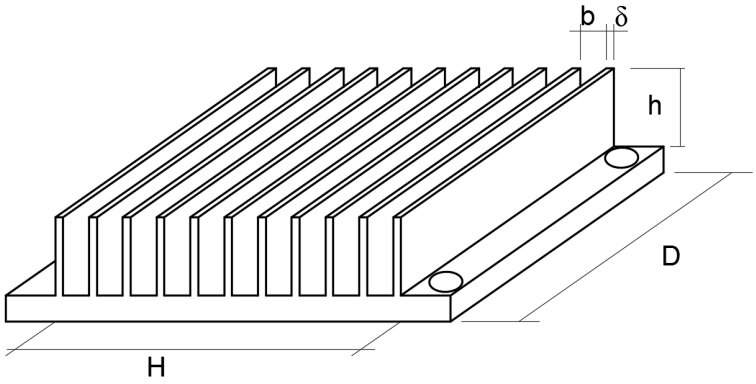


Рисунок 1 – Схема ребристого радіатору для електронних компонентів

Кількість ребер у радіаторі

$$n = floor\left[\frac{H+b}{\delta+b}\right] = floor\left[\frac{0,049+0,004}{0,003+0,004}\right] = 8.$$

Скорегуємо розмір між ребрами

$$b = \frac{H - n\delta}{n-1} = 0,003571.$$

Визначимо складові загального коефіцієнта теплообміну

$$T = T_{\max} - 0,011 \cdot 150 = 341,35K;$$

$$\alpha_{к1} = 6,36\left[(341,35-295)/0,049\right]^{0,25} = 35,27Bm/(м^2 \cdot K);$$

$$\alpha_{к2} = 0,6(46,35/0,003^5)^{0,125} = 36,58 Вт/(м^2 \cdot К);$$

$$\alpha_{л3} = \frac{5,67 \cdot 0,9\left[(341,35/100)^4 - (295/100)^4\right]}{341,35 - 295} = 6,61 Вт/(м^2 \cdot К).$$

Загальний коефіцієнт теплообміну

$$\alpha = 35,27 + 36,58 + 6,61 = 78,46 Вт/(м^2 \cdot К).$$

Площу поверхні охолодження радіатора

$$S = (0,86 \cdot 150)/(78,46 \cdot 46,35) = 0,0355 м^2.$$

Довжина всіх ребер радіатора

$$H_S = S/D = 0,0355/0,049 = 0,576 м.$$

Звідси визначимо висоту ребра

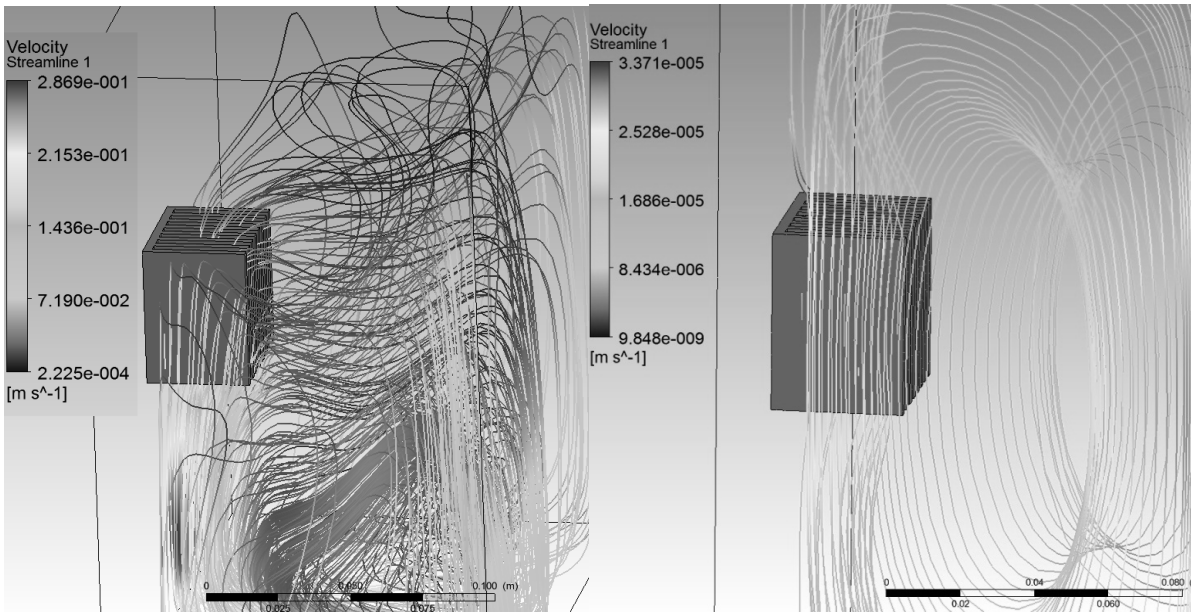
$$h = \frac{H_S - n\delta - b(n-1)}{2n} = 0,033.$$

Отже оптимальні розміри ребристого радіатору δ = 0,003 м; b = 0,00357 м; H = 0,049 м; D = 0,049 м; n = 8; h = 0,033.

Комп'ютерне моделювання ребристого радіатору з пористого алюмінію

Знайдемо оптимальну пористість металу даного радіатору шляхом комп'ютерного моделювання. Матеріал з якого пропонується виробляти радіатор – пористий алюміній. Навколишнє середовище – повітря атмосферного тиску з температурою 22 ^oC. Гравітаційна сила – 9,81 м/с^2. Модель турбулентності – k-ε. Плата на яку встановлений радіатор прийнята адіабатною поверхнею. Тепловиділення від процесору складають 150 Вт (для максимального режиму роботи). Внутрішній блок з платою виконано у розмірі 100х100 мм.

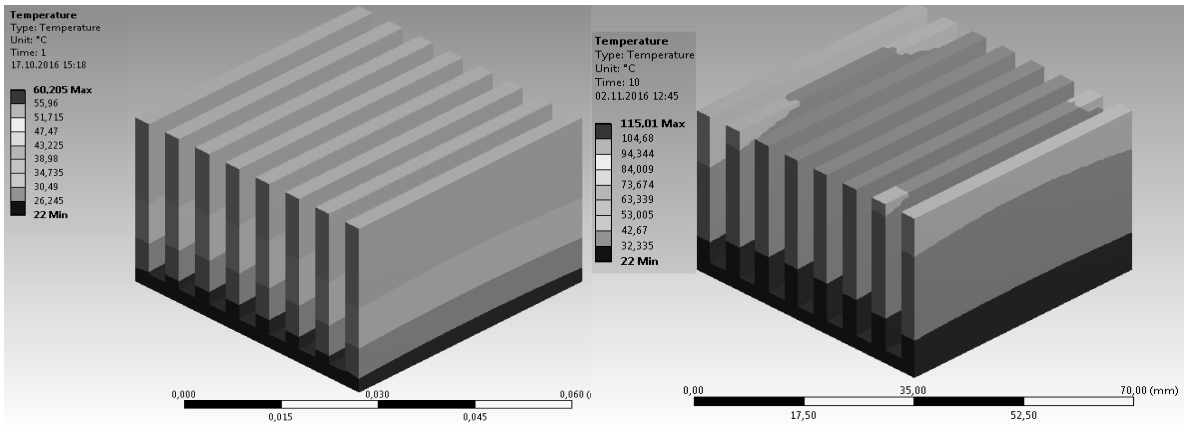
Для визначення можливості створення систем охолодження електронних компонентів на основі пористих металевих виробів пропонується порівняти запроектований радіатор з суцільного алюмінію, та з пористого. Розподіл ліній току з такими радіаторами показано на рисунку 2. Максимальна швидкість повітря при обраних умовах досягає 0,2869 м/с у радіаторі із суцільного алюмінію, а з пористого $3,371 \cdot 10^{-5}$ м/с. Хоча швидкість повітря з пористого металу значно менша, лінії току більш структуровані. Це пов'язано зі збільшенням пограничного слою біля пористого металу. Значення питомої кінетичної енергії турбулентності на поверхні пористого радіатору знаходиться у діапазоні від $3,44 \cdot 10^{-7}$ Дж/кг до $3,47 \cdot 10^{-7}$ м^2/с^2 Дж/кг. Висота радіатору при цьому грає важливу роль для забезпечення необхідної витрати повітря через радіатор.



а) б)

Рисунок 2 – Лінії току при вільній конвекції через спроектований радіатор:
а) з цільного металу; б) – з пористого металу

На рисунку 3 відображено розподіл температури по запроектованому радіатору. З рисунка видно, що максимальна температура радіатору, поблизу процесора, складає 60,205 ^{o}C. Якщо виконувати радіатор з пористого алюмінію то його максимальна температура складе 115 ^{o}C, що більше за максимально допустиму температуру. Отже, пластинчаті радіатори з пористого алюмінію значно знижують ефективність тепловіддачі природною конвекцією. Тому, їх використання рекомендується тільки з примусовою конвекцією.



а) б)

Рисунок 3 – Розподіл температури по запроектованому радіатору:
а) з цільного металу; б) – з пористого металу

Пористі металеві вироби можливо широко застосовувати у енергетичній сфері. У якості теплоізоляційних матеріалів вони мають значну перевагу – високу міцність. Регулюванням структури високопористих металевих виробів можна досягнути значного термічного опору при заданій міцності, але для систем охолодження з природньою конвекцією високопористі металеві радіатори використовувати небажано.

Висновки

Для систем охолодження з природньою конвекцією високопористі металеві радіатори використовувати небажано. Хоча вони й мають низьку вагу, але вони значно зменшують коефіцієнт тепловіддачі за рахунок збільшення пограничного шару. Зниження коефіцієнту тепловіддачі від ребер радіатору до повітря без системи примусового охолодження збільшує температуру основи радіатору, що може привести до критичного перегріву електронних компонентів.

Література

1. Ершов М.Ю., Лепешкин И.А. Вспененный алюминий в автомобилестроении // Автомобильная промышленность, 2010. – № 10. – с. 36–38.

2. Komissarchuk O., Xu Z., Hao H. Pore structure and mechanical properties of directionally solidified porous aluminum alloys: China Foundry, 2014. – 11 (1). – p. 1–7. Режим доступу: https://doaj.org/article/002c72e2e01345db8bf4fef190113057.

3. Nakajima H., Kim S.Y., Park J.S. Fabrication of porous aluminium with directional pores through thermal decomposition method //Journal of Physics: Conference Series. – IOP Publishing, 2009. – Т. 165. – №. 1. – p. 012063. Режим доступу: http://iopscience.iop.org/article/10.1088/1742-6596/165/1/012063/meta.

4. Wang Z. et al. Highly porous open cellular TiAl-based intermetallics fabricated by thermal explosion with space holder process //Intermetallics, 2016. – Т. 68. – p. 95–100.

5. Генбач А.А., Гратченко Ю.А. Система охлаждения теплонагруженного элемента – детонационного горелочного устройства. Экспериментальные исследования // Вестник КазНТУ, Алматы, 2007. – №5(62), – с. 93–96.

6. Zhao X., Liu S., Riffat S.B. Comparative study of heat and mass exchanging materials for indirect evaporative cooling systems // Building and Environment. – 2008. – Т. 43, – №. 11. – p. 1902–1911.

7. Анатичук Л.И. и др. Термоэлектрический генератор для питания маломощной электронной аппаратуры газораспределительных станций // Наука та інновації. 2009. – Т. 5., – № 5. – С. 34–41.

8. Фрумкин Г. Д. Расчет и конструирование радиоэлектронной аппаратуры. М.: Высшая школа, – 1985. – 287 с.

Bibliography (transliterated)

1. Ershov M.Yu., Lepeshkin I.A. Vspenennyiy alyuminiy v avtomobilestroenii // Avtomobilnaya promyishlennost, 2010. – # 10. – p. 36–38.

2. Komissarchuk O., Xu Z., Hao H. Pore structure and mechanical properties of directionally solidified porous aluminum alloys: China Foundry, 2014. – 11 (1). – p. 1–7. Rezhim dostupu: https://doaj.org/article/002c72e2e01345db8bf4fef190113057.

3. Nakajima H., Kim S.Y., Park J.S. Fabrication of porous aluminium with directional pores through thermal decomposition method //Journal of Physics: Conference Series. – IOP

Publishing, 2009. – T. 165. – #. 1. – p. 012063. Rezhim dostupu: http://iopscience.iop.org/article/10.1088/1742-6596/165/1/012063/meta.

4. Wang Z. et al. Highly porous open cellular TiAl-based intermetallics fabricated by thermal explosion with space holder process //Intermetallics, 2016. – T. 68. – p. 95–100.

5. Genbach A.A., Gratchenko Yu.A. Sistema ohlazhdeniya teplonagruzhennogo elementa – detonatsionnogo gorelochnogo ustroystva. Eksperimentalnyie issledovaniya // Vestnik KazNTU, Almatyi, 2007. – #5(62), – p. 93–96.

6. Zhao X., Liu S., Riffat S.B. Comparative study of heat and mass exchanging materials for indirect evaporative cooling systems // Building and Environment. – 2008. – T. 43, – #. 11. – p. 1902–1911.

7. Anatichuk L.I. i dr. Termoelektricheskiy generator dlya pitaniya malomoschnoy elektronnoy apparaturyi gazoraspredelitelnyih stantsiy // Nauka ta innovatsiyi. 2009. – T. 5., – # 5. – P. 34–41.

8. Frumkin G.D. Raschet i konstruirovanie radioelektronnoy apparaturyi. M.: Vyisshaya shkola, – 1985. – 287 p.

УДК 608.2+539.217.1

Чейлытко А.А.

ИССЛЕДОВАНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ СОЗДАНИЯ СИСТЕМ ОХЛАЖДЕНИЯ ЭЛЕКТРОННЫХ КОМПОНЕНТОВ НА ОСНОВАНИИ ПОРИСТЫХ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ ИЗДЕЛИЙ

Применение пористых металлов для систем охлаждения электронных компонентов является актуальной задачей, так как позволяет значительно уменьшить массу радиаторов. В статье спроектирован радиатор для природного охлаждения компьютерного процессора Intel Core i7 с максимальным тепловыделением 150 Вт. На примере данного радиатора показана неэффективность использования пористых радиаторов предназначенных для естественного охлаждения электронных компонентов.

Cheilytko A.

STUDY OF THE EFFICIENCY OF THE COOLING OF ELECTRONIC COMPONENTS ON THE BASIS OF POROUS METAL

The use of porous metals for cooling electronic components is an important task, as it allows to significantly reduce the weight of the radiator. This article is designed for natural cooling radiator Intel Core i7 processor computer with a maximum heat dissipation of 150 watts. The example of the radiator shown the inefficiency of using porous radiators designed for natural cooling of electronic components.

УДК 658.264

Алексахин А.А., Ена С.В., Гордиенко Е.П.

ОЦЕНКА ТОЧНОСТИ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ТЕПЛОВЫХ ПОТЕРЬ ТРУБОПРОВОДАМИ РАЗВЕТВЛЕННЫХ ТЕПЛОВЫХ СЕТЕЙ

Разработка стратегии проведения энергосбережения для сложных систем базируется на результатах анализа энергопотребления элементами систем. Для системы централизованного теплоснабжения города потери тепловой энергии складываются из потерь при производстве теплоты, ее транспортировке и потерь у потребителя. Для определения тепловых потерь подающими трубопроводами разветвленных тепловых сетей в [1] предложены расчетные зависимости, позволяющие выполнять экспресс-анализ теплового состояния тепловых сетей. Рассмотренные законы изменения расхода описывают характерные варианты исполнения тепловой сети (табл. 1). Формулы для расчета потерь теплоты для вариантов приведены в табл. 2.

Таблица 1 – Аппроксимирующие уравнения для расхода теплоносителя

Вариант исполнения сети (по рис. 1)	Закон изменения расхода теплоносителя по длине ветви
а	$\overline{G} = 1 + a x_0$, $\overline{G} = G(x_0)/G_{\max}$
б	$\overline{G} = \left(1 + b x_0^2\right)^{-1}$
в	$\overline{G} = \left(1 + c x_0\right)^{-1}$

Целью данной работы является оценка точности применения предложенных формул для нахождения удельных тепловых потерь.

Принимая [2], что распределение ошибок подчиняется нормальному закону распределения Гаусса, получены формулы для определения среднеквадратичных относительных погрешностей (табл.2). Абсолютная погрешность измерения температуры сетевой воды принята $0{,}1$ °С ориентировочное значение охлаждения воды на участке микрорайонной сети – $1{,}5$ °С. Относительная погрешность нахождения длины ветви и расхода теплоносителя 0,01 и 0,04 соответственно. Значения $\left(\frac{\Delta a}{a}\right)$, $\left(\frac{\Delta b}{b}\right)$, $\left(\frac{\Delta c}{c}\right)$ (в приведенных в табл. 2 формулах) характеризуют точность аппроксимации закона изменения расхода теплоносителя.

Как показано в [1], расхождение результатов расчета, учитывающего реальное распределение расхода и температуры теплоносителя на участках сети, и расчета с использованием приведенных в табл. 1 формул не превосходит 4 %. Эта величина принята при выполненных оценках как точность аппроксимации закона изменения расхода. Результаты расчетов показали, что ожидаемая погрешность определения теплопотерь составляет примерно $15 \div 18$ %.

При экспериментальном определении тепловых потерь трубопроводами тепловой сети существенное значение имеет выбор длины исследуемого участка.

Минимально возможную длину можно найти из соотношения

$$\tau_1 - \tau_K = \frac{Q_П}{C\, G_{ср}}, \qquad (1)$$

где G_{CP} – средний расход теплоносителя на исследуемом участке.

Потери теплоты на участке $Q_П$ можно выразить через удельные нормативные потери q_H и разницу температур теплоносителя и окружающей среды $\left(t_{окр}\right)$

$$Q_П = \frac{q_H}{\Delta t_H}\left[0{,}5\left(\tau_1 + \tau_K\right) - t_{окр}\right] L\beta, \qquad (2)$$

где Δt_H – разница температур теплоносителя и окружающей среды, при которой выполнена нормировка теплопотерь; β – коэффициент для учета потерь теплоты конструктивными элементами теплосети (в дальнейших расчетах принято $\beta = 1{,}15$).

Таблица 2 – Расчетные зависимости для определения тепловых потерь и относительной погрешности

Тепловые потери	Относительная погрешность	
	Формула	значение,%
$q = \dfrac{\left(\tau_1 - \tau_K\right) B \times a \times \Delta t_H}{\left[0{,}5\left(\tau_1 + \tau_K\right) - t_{окр}\right] \ln\lvert 1 + a\rvert}$	$\dfrac{\Delta q}{q} = \left[\left(\dfrac{2\Delta\tau}{\tau_1 - \tau_K}\right)^2 + \left(\dfrac{\Delta G}{G}\right)^2 + \left(\dfrac{\Delta L}{L}\right)^2 + \left(\dfrac{\Delta a}{a}\,\dfrac{a}{\ln\lvert 1 + a\rvert}\right)^2\right]^{0{,}5}$	18
$q = \dfrac{\left(\tau_1 - \tau_K\right) B \times \Delta t_H}{\left[0{,}5\left(\tau_1 + \tau_K\right) - t_{окр}\right]\left(1 + \dfrac{b}{3}\right)}$	$\dfrac{\Delta q}{q} = \left[\left(\dfrac{2\Delta\tau}{\tau_1 - \tau_K}\right)^2 + \left(\dfrac{\Delta G}{G}\right)^2 + \left(\dfrac{\Delta L}{L}\right)^2 + \left(\dfrac{\Delta b}{b}\,\dfrac{b}{1 + b/3}\right)^2\right]^{0{,}5}$	16,5
$q = \dfrac{\left(\tau_1 - \tau_K\right) B \times \Delta t_H}{\left[0{,}5\left(\tau_1 + \tau_K\right) - t_{окр}\right]\left(1 + \dfrac{c}{2}\right)}$	$\dfrac{\Delta q}{q} = \left[\left(\dfrac{2\Delta\tau}{\tau_1 - \tau_K}\right)^2 + \left(\dfrac{\Delta G}{G}\right)^2 + \left(\dfrac{\Delta L}{L}\right)^2 + \left(\dfrac{\Delta c}{c}\,\dfrac{a}{1 + c/2}\right)^2\right]^{0{,}5}$	15

Расчеты выполнены для наиболее распространенного способа прокладки распределительных тепловых сетей (прокладка в непроходных каналах) для среднего диаметра трубопроводов, который по данным [3] для микрорайонных сетей составляет 133 мм. В соответствии с [4] нормативные теплопотери подающим трубопроводом для этого случая при разнице температур теплоносителя и грунта на глубине заложения

теплопровода $\Delta t_H = 85$ °С составляют $q_n = 67,5$ Вт/м. Средний расход сетевой воды на длине ветви найден в зависимости от его значения на входе в трубопровод ветви $\left(G_{\max}\right)$ и характера изменения расхода по длине. В табл. 3 приведены формулы для определения среднего расхода теплоносителя, полученные интегрированием для соответствующих законов изменения расхода. Максимальный расход на участке отопительной сети найден по величине максимальной отопительной нагрузки группы зданий $\left(Q_{\max}\right)$

$$G_{\max} = \frac{Q_{\max}}{C\,\Delta\tau_{pc}}, \tag{3}$$

где $\Delta\tau_{pc}$ – расчетная разница температур сетевой воды в подающем и обратном трубопроводах теплосети (в расчетах принята равной 80 °С)

В приведенных в табл. 2 формулах $B = C \times G_{\max} / \left(\beta \cdot L\right)$; $G_{\max}$ – расход теплоносителя на входе в ветвь; C – удельная теплоемкость теплоносителя; L – длина ветви. τ_1, τ_K – температура сетевой воды на входе в ветвь и на выходе соответственно; *a, b, c* – числовые коэффициенты в уравнениях изменения расхода по длине (для принятых схем a=0,902, b=7,33, c=8,73); Δ – абсолютная погрешность нахождения величины.

Минимальный расход теплоносителя на ветви определяется величиной тепловой нагрузки наиболее удаленного на ветви потребителя (для оценок принято $G_{\min} = 0,1\,G_{\max}$). Поскольку охлаждение сетевой воды в трубопроводах микрорайонной сети находится в пределах нескольких градусов, для оценочных расчетов при использовании формулы (3) принято $\tau_1 \cong \tau_K$. С учетом принятых допущений и, принимая во внимание соотношения (1)–(3), минимально возможная длина участка для экспериментального определения теплопотерь составляет

$$l = \frac{\left(\tau_1 - \tau_K\right)\Delta t_H\, G_{cp}\, C}{q_n \left(\tau_1 - t_{окр}\right)\beta}. \tag{4}$$

Таблица 3 – Средний расход теплоносителя

Закон изменения расхода	Средний по длине расход	Числовое значение для схем (табл. 1)
$\overline{G} = 1 + a\,x_0$	$G_{cp} = 0,5\left(G_{\max} + G_{\min}\right)$	$0,55\ G_{\max}$
$\overline{G} = \left(1 + b\,x_0^2\right)^{-1}$	$G_{cp} = \left(G_{\max} / \sqrt{b}\right)\ arctg\sqrt{b}$	$0,42\ G_{\max}$
$\overline{G} = \left(1 + c\,x_0\right)^{-1}$	$G_{cp} = G_{\max} / c\left(\ln\left\|1 + c\right\|\right)$	$0,296\ G_{\max}$

Расчеты допустимой длины выполнены для трех характерных значений температур наружного воздуха и соответствующих им температур сетевой воды в подающем трубопроводе теплосети: при расчетной для отопления температуре наружного воздуха (температура сетевой воды на входе в подающий трубопровод микрорайонной сети $\tau_1 = 130$ °С); при средней за отопительный период температуре воздуха ($\tau_1 = 90$ °С);

температуре в точке излома температурного графика теплосети ($\tau_1 = 70\,^{o}$C). Для магистральных теплопроводов указанные температуры приняты соответственно 150 ^{o}C, 105 ^{o}C, 77 ^{o}C. Максимальная тепловая нагрузка отопления зданий ветви принята $Q_{\max} = 5$ МВт (ориентировочное число жителей около 2000 чел.) Температура грунта на глубине заложения теплопроводов принята $t_{окр} = 5\,^{o}$C. Результаты расчетов приведены в табл. 4. Из табл. 4 видно, что периоды отопительного сезона с наружными температурами воздуха, близкими к расчетным для отопления, предпочтительней при выборе времени проведения испытаний.

При этих температурах длины экспериментальных участков составляют 240–450 м, что почти вдвое меньше требуемых длин при температуре в точке излома графика температур. Причем при линейном законе изменения расхода длины участков следует ожидать наибольшие значения допустимых длин участков. Для магистральной сети со средним диаметром теплопровода около 500 мм, величине охлаждения воды $(\tau_1 - \tau_K) = 2,5\,^{o}$C длину участка для проведения испытаний необходимо принимать 1240–2300 м. Максимальный расход сетевой воды для рассмотренных схем при этом был принят в 10 раз больше, чем при рассмотрении микрорайонных систем.

Таблица 4 – Минимальная длина испытываемого участка теплосети, м

Закон изменения расхода	Распределительная сеть при температуре воды, ^{o}C			Магистральные участки при температуре воды, ^{o}C		
	130	90	70	150	105	77
$\overline{G} = 1 + a\,x_0$	450	660	860	2300	3380	4700
$\overline{G} = \left(1 + b\,x_0^2\right)^{-1}$	340	500	650	1760	2550	3540
$\overline{G} = \left(1 + c\,x_0\right)^{-1}$	240	350	570	1240	1800	2500

Выводы

1. Выполненные расчетные оценки для идеализированных групп зданий показали, что необходимая для проведения тепловых испытаний длина участка микрорайонной отопительной сети должна быть на уровне нескольких сотен метров, для магистральных участков тепловых сетей – нескольких километров. Требуемая протяженность участка зависит от параметров сети и закона изменения расхода теплоносителя по длине.

2. Максимальная погрешность определения удельных тепловых потерь подающими трубопроводами микрорайонной сети отопления составляет около $15 \div 18$ %.

Литература

1. Алексахин А.А. Расчет теплопотерь подающими трубопроводами разветвленных тепловых сетей / А.А. Алексахин, С.В. Ена, Е.П. Гордиенко // Інтегровані технології та енергозбереження. – 2016. – № 1. – С. 45–50.

2. Шенк К. Теория инженерного эксперимента / К.Шенк.– М.: Мир, 1972. –381 с.

3. Концепция оценки технического состояния городских инженерных систем и электрического транспорта г. Харькова / Л.Н. Шутенко, М.С. Золотов, Н.А. Шульга,

В.А. Ткачев // Коммунальное хозяйство городов: науч.-техн. сб. – К.: Техніка, 2007. – Вып. 37. – С. 131–134.

4. Тепловая изоляции. Справочник строителя / Под ред. Г.Ф. Кузнецова. –М.: Стройиздат, 1982. – 336 с.

Bibliography (transliterated)

1. Aleksahin A.A. Raschet teplopoter podayuschimi truboprovodami razvetvlennyih teplovyih setey / A.A.Aleksahin, S.V.Ena, E.P. Hordienko // Integrovani texnologiyi ta energozberezhennya. – 2016. – № 1. – P. 45–50.

2. Shenk K. Teoriya inzhenernogo eksperimenta / K.Shenk. – M.: Mir, 1972. – 381 p.

3. Kontseptsiya otsenki tehnicheskogo sostoyaniya gorodskih inzhenernyih sistem i elektricheskogo transporta g. Harkova / L.N. Shutenko, M.S. Zolotov, N.A. Shulga, V.A. Tkachev // Kommunalnoe hozyaystvo gorodov: nauch.-tehn. sb. – K.: Tehnika, 2007. – Vyip. 37. – P. 131–134.

4. Teplovaya izolyatsii. Spravochnik stroitelya / Pod red. G.F. Kuznetsova.– M.:Stroyizdat, 1982.– 336 p.

УДК 658.264

Алексахін О.О., Єна С.В., Гордієнко О.П.

ОЦІНКА ТОЧНОСТІ ВИЗНАЧЕННЯ ТЕПЛОВИХ ВТРАТ ТРУБОПРОВОДАМИ РОЗГАЛУЖЕНИХ ТЕПЛОВИХ МЕРЕЖ

Наведено результати розрахункового аналізу точності використання формул для визначення втрат теплоти подавальними трубопроводами теплових мереж. Запропоновано рекомендації з вибору мінімально можливої довжини розрахункової ділянки теплопроводу при експериментальному визначенні теплових втрат.

Aleksakhin O.O., Yena S.V., Hordiienko O.P.

EVALUATION OF HEAT LOSSES ACCURACY FOR PIPELINES OF BRANCHED HEAT NETWORKS

The results of the calculating analysis of the formulas applying accuracy were given for the heat loss of heat supply pipeline network. Recommendations have been proposed for the selection of the minimum possible length of the considered area of a hot water pipe under the experimental evaluation of heat losses.

УДК 629.7.036

Загребельная Л.И., Кобец Е.В.

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕРМОДИНАМИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ГАЗОСТРУЙНОГО ГАЗОГЕНЕРАТОРА С ПРЕДВАРИТЕЛЬНЫМ ПОДОГРЕВОМ ВОЗДУХА

В настоящее время актуальным является использование газогенераторов высокоскоростных высокотемпературных газовых струй в качестве интенсивных нагревателей и горелок термоинструментов, работающих на углеводородных горючих (бензине или керосине) и сжатом воздухе.

Однако температура продуктов сгорания оказывается недостаточно высокой для таких технологических процессов, как нагревание образцов, снятие окалины и подогрев отливок, разделительная безкислородная резка металлоконструкций и др.

Одним из методов повышения эффективности газовых струй газогенераторов является повышение теплосодержания воздуха, подаваемого в камеру сгорания, путем его подогрева в теплообменнике.

С помощью термодинамических расчетов устанавливаются основные зависимости теоретической температуры газа в камере сгорания $T_{\text{к}}$, на выходе из сопла T_a и скорости истечения W_a от давления в камере сгорания $P_{\text{к}}$, коэффициента избытка окислителя α и степени подогрева воздуха $\Delta T_{\text{возд}}$.

Система уравнений термодинамического расчета решена для $P_{\text{к}} = 5 \div 25$ ата, $\alpha = 0,7 \div 1,2$ и $\Delta T_{\text{возд}} = 500,\ 1000,\ 2000$ °С. При исследовании в качестве горючего использовался бензин, т.к. в настоящее время газогенераторы работают на этом горючем.

При увеличении подогрева воздуха до 2000 °С, как показано на рис. 1, оптимальное значение коэффициента избытка воздуха для $T_{\text{к}}$ уменьшается до $\alpha_{\text{опт}} = 0,8 \div 0,85$. Однако характер кривых позволяет в этом случае принимать $\alpha_{\text{опт}} \cong 1$, т.к. в пределах рассматриваемых значений коэффициента избытка окислителя $\alpha = 0,7 \div 1,2$ отклонение $T_{\text{к}}$ при $\alpha = 1$ от $T_{\text{к}_{\max}}$ не превышает 3 %. При малых значениях степени подогрева отклонение от $\alpha_{\text{опт}}$ приводит к значительному уменьшению температуры в камере сгорания $T_{\text{к}}$.

Благодаря подавлению диссоциации вследствие увеличения давления $P_{\text{к}}$ от 5 до 25 ата эффект повышения температуры сгорания $T_{\text{к}}$ даже при подогреве воздуха до 2000 °С составляет лишь 4 % (табл. 1), что в полтора раза меньше, чем при сгорании керосина или природного газа в кислороде (при окислении горючего воздухом степень диссоциации продуктов сгорания меньше из-за наличия в них большого количества трудно диссоциируемого молекулярного азота) [1].

Из рис. 2 видно, что по мере подогрева воздуха увеличивается разница в оптимальных значениях $\alpha_{\text{опт}}$.

С повышением давления в камере сгорания в результате уменьшения степени диссоциации значения α стремятся к единице.

Отклонения α от оптимальных значений приводит к снижению T_a и W_a, причем T_a снижается быстрее, чем W_a, особенно при $\alpha < 1$.

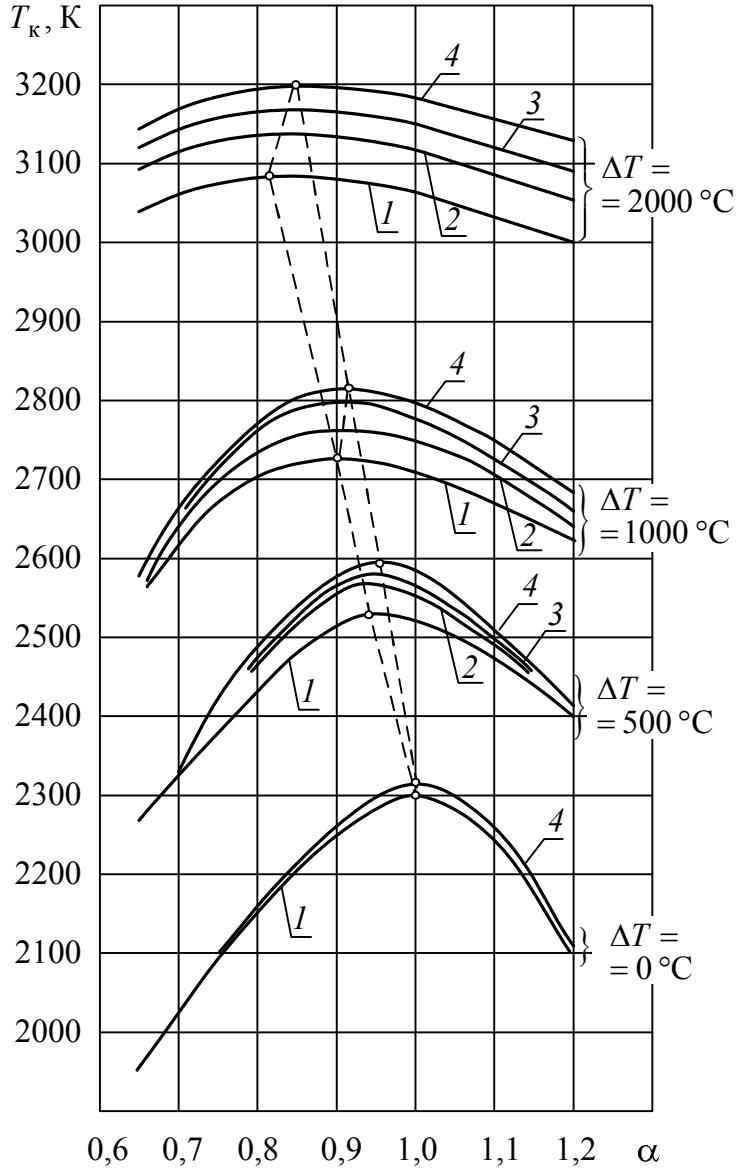


Рисунок 1 – Температура газа в камере сгорания при различных степенях подогрева в зависимости от $P_к$ и α:

1 – $P_к = 5$; *2* – $P_к = 10$; *3* – $P_к = 15$; *4* – $P_к = 25$

Чем выше степень подогрева воздуха, тем плавне характер изменения W_a в зависимости от α. Это обстоятельство позволяет выбирать режим работы газогенератора при оптимальных значениях для температуры газа. Потери в скорости при этом незначительные. Так, например, при $P_к = 5$ ата и $\Delta T_{возд} = 2000$ °С, когда степень диссоциации достигает максимальных значений, при $\alpha_{опт} = 0,9$ потеря в скорости составляет лишь 1,4 %.

С увеличением степени подогрева воздуха темп роста W_a в зависимости от $P_к$ возрастает, а темп уменьшения T_a замедляется (рис. 3). Следует заметить, что темп изменения T_a и W_a даже при $\Delta T_{возд} = 2000$ °С значительно выше, чем для топлива керосин–кислород.

Таблица 1 – Параметры газа кислородных горелок, работающих на керосине и природном газе при $\alpha = 1$

Топливо	$P_к$, ата	$T_к$, К	T_a, К	W_a, м/сек
Кислород–керосин	5	3269	2927	1768
	15	3416	2818	2330
	25	3494	2755	2550
Кислород–природный газ	5	3259	2897	1917
	15	3411	2778	2451
	25	3484	2718	2650

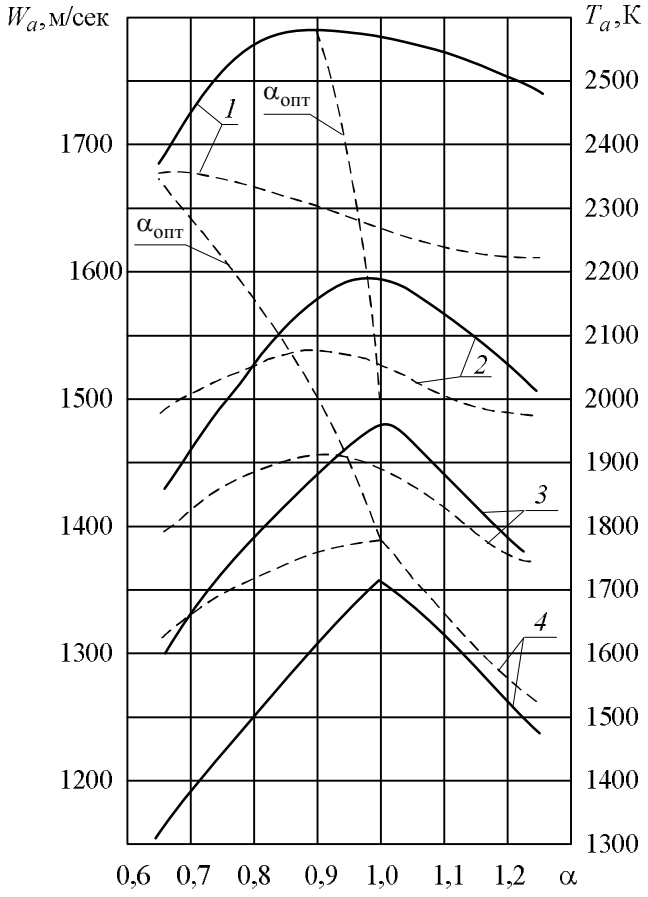


Рисунок 2 – Зависимость T_a и W_a от α при $P_к = 5$ *ата*:
1 – $\Delta T = 2000$ °С; *2* – $\Delta T = 1000$ °С; *3* – $\Delta T = 500$ °С; *4* – $\Delta T = 0$ °С;
——— T_a;
- - - - - - - W_a

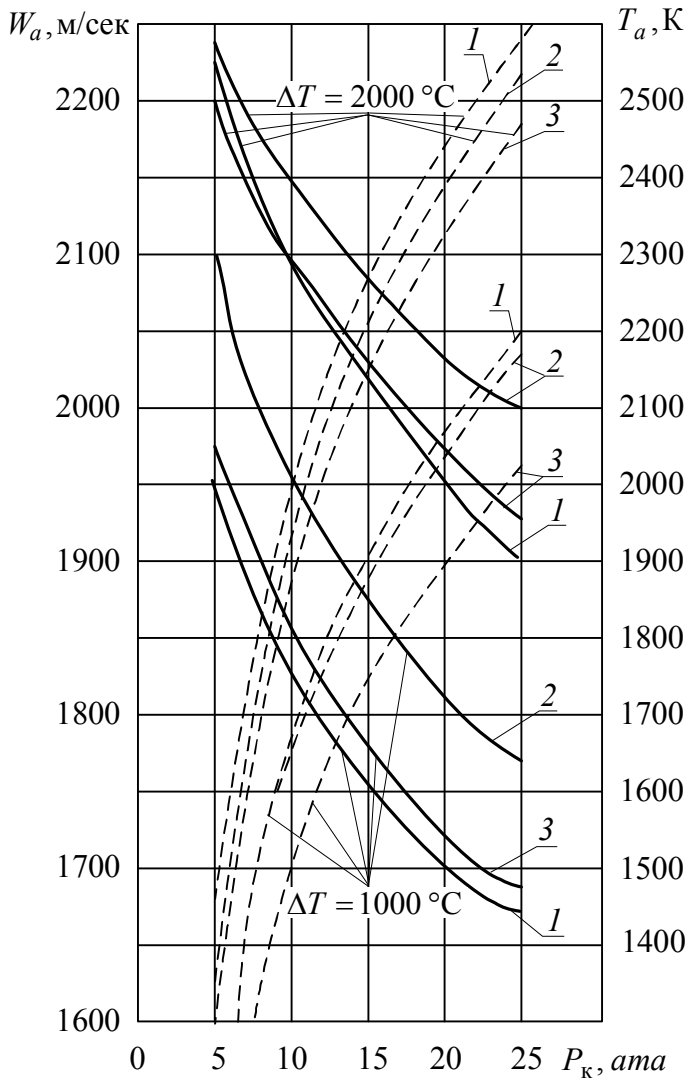


Рисунок 3 – Зависимость T_a и W_a от $P_к$ при различных α и $\Delta T_{возд}$:
1 – $\alpha = 0,8$; *2* – $\alpha = 1,0$; *3* – $\alpha = 1,2$;
——— T_a ;
- - - - - - - W_a

Увеличение T_a и W_a непропорционально степени подогрева. Например, подогрев воздуха на 500 °С при $P_к = 5$ *ата* повышает температуру газа на выходе из сопла всего на 303 °С при $\alpha = 1$.

Прирост T_a и W_a в зависимости от степени подогрева меняется по линейному закону (рис. 4), причем темп роста T_a более высок, чем темп роста W_a.

При малых степенях подогрева воздуха прирост T_a и W_a мало ощутим. При повышении температуры воздуха на 500 °С при $P_к = 5$ ата скорость газа возрастает примерно на 8 % и температура газа на 18 % при $\alpha = 1$.

С увеличением $P_к$ вследствие подавления диссоциации возрастает T_a.

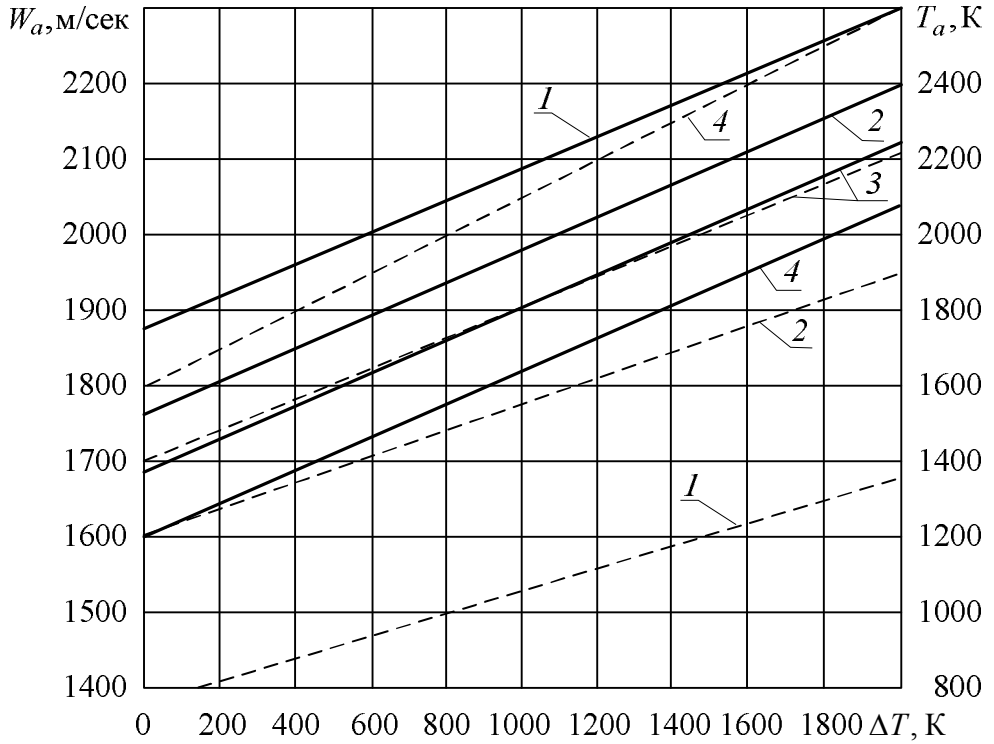


Рисунок 4 – Зависимость T_a и W_a от $\Delta T_{\text{возд}}$ при различных $P_{\text{к}}$ и $\alpha_{\text{опт}}$:
1 – $P_{\text{к}} = 5$; *2* – $P_{\text{к}} = 10$; *3* – $P_{\text{к}} = 15$; *4* – $P_{\text{к}} = 25$
——— T_a ;
- - - - - - - W_a

Повышение $P_{\text{к}}$ от 5 до 15 ата приводит к росту T_a на 15 %. Увеличение же при этом скорости истечения W_a составляет всего лишь 4 %.

Чем выше степень подогрева воздуха, тем выше темп роста скорости истечения W_a и тем меньше темп уменьшения температуры газа T_a.

Изменение T_a и W_a здесь менее ощутимо, чем при сгорании керосина в кислороде, что объясняется меньшей диссоциацией продуктов сгорания.

Параметры газа горелки, работающей на бензине с предварительным подогревом воздуха на 2000 °С ниже, чем параметры газа горелок, работающих на кислороде.

Если же учесть, что подогрев воздуха в теплообменнике не может превышать 1000÷1500 °С, то действительные параметры газа горелок, работающих на бензине, значительно ниже параметров газа керосинно-кислородных горелок.

Параметры газа горелок, которые работают на указанных в табл. 2 топливах, практически одинаковы.

Бóльшие значения скорости газа на выходе из сопла W_a топлива воздух–коксовый газ объясняют бóльшими значениями газовой постоянной R.

Увеличение R обусловлено мéньшим средним молекулярным весом продуктов сгорания, т.к. в состав газа входит большое количество паров воды.

Таблица 2 – Сравнительные данные параметров газа горелок, работающих на различных топливах при $\alpha = 1$ без учета диссоциации

Топливо	$P_к$, ата	$T_к$, К	T_a, К	W_a, м/сек
Воздух–бензин(керосин)	5 15 25	2391 2391 2391	1726 1382 1240	1378 1686 1789
Воздух–природный газ	5 15 25	2379 2379 2379	1704 1378 1249	1392 1721 1834
Воздух–сжиженный газ(пропан–бутан)	5 15 25	2419 2419 2419	1770 1433 1299	1402 1756 1872
Воздух–коксовый газ	5 15 25	2400 2400 2400	1739 1396 1261	1446 1783 1899

Если же учесть, что состав продуктов сгорания бензина (керосина), природного и сжиженного газа практически одинаков, то изложенные нами рассуждения в отношении параметров газа бензовоздушных горелок с предварительным подогревом воздуха могут быть приняты и для горелок, работающих на природном и сжиженном газе [2].

При работе горелок на коксовом газе параметры газа бензовоздушных горелок с предварительным подогревом воздуха могут быть приняты только с некоторыми допущениями, т.к. скорость истечения газа в данном случае несколько выше из-за меньшей степени диссоциации паров воды, входящих в большом количестве в состав продуктов сгорания.

Выводы

1. По мере увеличения подогрева воздуха диссоциация продуктов сгорания возрастает и оптимальные α, при которых T_a и W_a достигают максимальных значений, меньше единицы.

2. С увеличение степени подогрева воздуха увеличивается разница в оптимальных α для T_a и W_a.

3. С повышением $P_к$ вследствие подавления диссоциации продуктов сгорания значения α стремятся к единице.

4. С увеличением степени подогрева воздуха T_a и W_a возрастают по линейной зависимости. При этом темп роста температуры более высокой, чем для скорости истечения.

5. По мере роста $P_к$ температура на срезе сопла уменьшается, а скорость истечения увеличивается. Величина их изменения зависит от степени подогрева воздуха. Вначале изменение параметров газа существенно, а затем замедляется и поэтому эффект повышения давления в камере сгорания снижается.

6. Параметры газа бензовоздушной горелки с предварительным подогревом воздуха значительно ниже, чем параметры газа кислородной горелки, работающей на керосине и природном газе.

7. Параметры газа бензовоздушных горелок с предварительным подогревом воздуха могут быть приняты для воздушно-реактивных горелок, работающих на природном и сжиженном газе, а также, с некоторым допущением, и для горелок, работающих на коксовом газе.

Литература

1. Zagrebelnaj L.I. Reactive bumer as power source in the technological processes of hard rock dislocation / L.I. Zagrebelnaj // Annals of University of Petrosani – Romania. Mecnanical Engineering. – 2002. – Vol. 1.

2. Загребельна Л.І. Джерело енергії для руйнування мінеральних середовищ / Л.І. Загребельна, О.В. Кобець // Інтегровані технології та енергозбереження. – 2011. – №1. – С. 10–13.

Bibliography (transliterated)

1. Zagrebelnaj L.I. Reactive bumer as power source in the technological processes of hard rock dislocation / L.I. Zagrebelnaj // Annals of University of Petrosani – Romania. Mecnanical Engineering. – 2002. – Vol. 1.

2. Zagrebelna L.I. Dzherelo energiyi dlya ruynuvannya mIneralnih seredovisch / L.I. Zagrebelna, O.V. Kobets // Integrovani tehnologiyi ta energozberezhennya. – 2011. – #1. – P. 10–13.

УДК 629.7.036

Загребельна Л.І., Кобець О.В.

ДОСЛІДЖЕННЯ ТЕРМОДИНАМІЧНИХ ПАРАМЕТРІВ ГАЗОСТРУМИННОГО ГАЗОГЕНЕРАТОРА З ПОПЕРЕДНІМ ПІДІГРІВОМ ПОВІТРЯ

Досліджуються термодинамічні параметри газоструминного газогенератора з попереднім підігрівом повітря.

Zagrebelnaj L.I., Kobets E.V.

INVESTIGATION OF THERMODYNAMIC GENERATOR WITH PREHEATING OF AIR

Investigated the thermodynamic parameters of the gas-jet gas generator with air preheating.

УДК 666.1.031.2

Кошельнік О.В., Долобовська О.В., Павлова В.Г.

ПЕРСПЕКТИВНІ НАПРЯМИ ВИКОРИСТАННЯ НИЗЬКОПОТЕНЦІЙНОЇ ПАРИ СИСТЕМ ВИПАРНОГО ОХОЛОДЖЕННЯ СКЛОВАРНИХ ПЕЧЕЙ

Вступ. Основним агрегатом в процесі виробництва скломаси є скловарні печі ванного типу безперервної дії. Ефективність роботи таких печей у значній мірі визначається стійкістю окремих елементів та якістю вогнетривких матеріалів, що застосовуються для кладки стін варильного басейну [1]. Найбільш інтенсивне руйнування кладки стін варильного басейну печі відбувається на рівні дзеркала розплаву скломаси. Зі зменшенням товщини вогнетривів температура зовнішньої поверхні ванни зростає, внаслідок чого значно збільшуються теплові втрати через кладку, що негативно впливає на енергоємність виробництва.

З метою зниження температури кладки стін і збільшення міжремонтного періоду печей застосовують повітряне, рідше водяне або комбіноване водо-повітряне охолодження [2]. Однак, застосування цих видів охолодження окремих елементів скловарних печей в багатьох випадках не вирішує проблеми підвищення їхньої стійкості. Одночасно мають місце додаткові витрати електричної енергії на привід електродвигунів вентиляторів і насосів. Одним із способів вирішення цієї проблеми є використання систем випарного охолодження (СВО), які успішно зарекомендували себе при експлуатації з печами металургійного виробництва [3, 4].

Виділення невирішеної частини загальної проблеми. Принципова схема випарного охолодження для варильного басейну скловарної печі наведена на рис. 1.

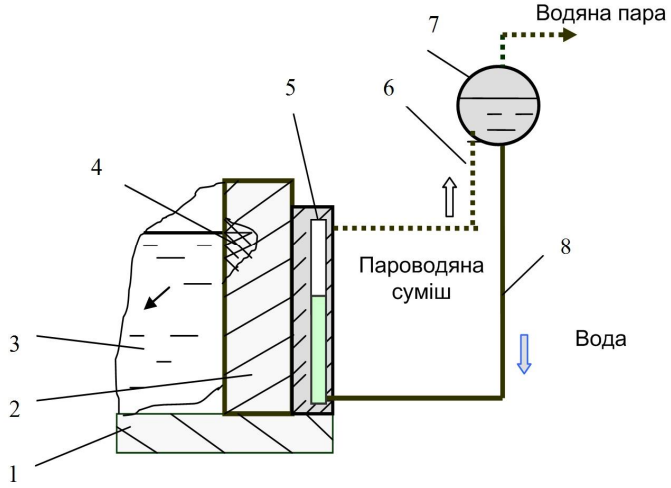


Рисунок 1 – Схема системи випарного охолодження варильного басейну скловарної печі:
1 – дно; 2 – стінка; 3 – розплав скломаси; 4 – зона корозії вогнетривів; 5 – панель СВО; 6 – підйомна труба; 7 – барабан-сепаратор; 8 – опускна труба

Розроблено кілька варіантів конструкцій для охолодження стін скловарних печей, обладнаних випарним охолодженням. В установках СВО доведена висока надійність природної циркуляції, що забезпечує інтенсивне охолодження при будь-яких теплових режимах роботи технологічних агрегатів та подовження терміну служби вогне-

тривкої кладки. Крім того, за даними [5] при цьому зменшуються питома витрата природного газу (15–23 %) та забезпечується значна економія електроенергії. Найбільш поширеним способом використання пари систем охолодження є його застосування в якості теплоносія для систем опалення. При цьому пара заводських котелень заміщається парою СВО, завдяки чому знижується витрата первинного палива в парогенераторах або водогрійних котлах. Однак через низькі параметри пари (0,2–0,8 МПа), високу вологість (6–12 %) і деякі інші причини виникають значні труднощі в його повному і раціональному використанні. Тому питання найбільш ефективного використання низькопотенційної пари СВО залишається на сьогодні достатньо актуальним завданням, вирішення якого дозволить підвищити загальну енергоефективність виробництва склотари.

Викладення основного матеріалу дослідження. Можливо виділити два основних напрямки використання пари. Це – теплотехнічний напрямок та енергетичне використання (рис. 2). З метою вибору найбільш раціональних способів використання пари випарного охолодження розглянемо деякі з них.

Рисунок 2 – Основні напрямки використання пари СВО

Перший напрямок включає в себе такі варіанти: підігрів окислювача – повітря горіння, підігрів палива – природного газу та комбінований підігрів обох компонентів горіння. Ці варіанти не є рівнозначними. Так, найбільш поширеним та найбільш ефективним в більшості випадків є перший варіант. Кількість тепла, що можливо передати компонентам горіння, обмежено температурою пари СВО, що відповідають певним перепадам температур. В табл. 1 представлені температурні характеристики пари СВО в діапазоні тисків в системі від 0,2 до 0,8 МПа.

Як видно з таблиці, температура пари є досить невисокою та складає від 120 до 170 °С, що дозволяє нагріти повітря горіння до температури 110–160 °С в залежності від параметрів роботи системи випарного охолодження. В даних схемах можливо застосування як рекуператорів з оребреними трубами, так і пластинчастих теплообмінників.

Таблиця 1 – Параметри водяної пари систем випарного охолодження

Тиск пари, МПа	Температура пари, °С
0,2	120,2
0,3	133,5
0,4	143,6
0,5	151,8
0,6	158,8
0,7	164,9
0,8	170,4

Підігрів природного газу із-за наявності в них значної кількості вуглеводнів пов'язаний з небезпекою розкладання з випаданням сажі на поверхнях теплообмінного обладнання, що може порушити їх нормальну роботу. Тому максимальна температура підігріву газу не повинна перевищувати 70–80 °С. Враховуючи те, що кількість природного газу, що подається в піч, є значно меншою, ніж об'єм повітря горіння, ефект від даного варіанту використання водяної пари СВО буде меншим.

Найбільший ефект (максимальна економія первинного палива) може бути отриманий в третьому варіанті, однак його капіталоємність, в основі якої лежать масогабаритні характеристики теплообмінників, є найвищою, тому по строку окупності він уступає варіанту з підігрівом окремих компонентів горіння.

При наявності теплових споживачів, що не забезпечують повного використання пари випарного охолодження впродовж всього року (або при відсутності таких), може стати економічно обґрунтованою використання схем з турбоустановками для отримання електричної енергії. Водяна пара СВО може бути використана для виробництва електроенергії безпосередньо в турбогенераторах або у двоконтурних схемах з нетрадиційними робочими тілами. Тут можливі наступні варіанти – використання пари в спеціально спроектованих для даних цілей турбінах конденсаційного типу або в турбінах, які серійно випускаються та експлуатуються. Стосовно до таких варіантів можливо представити стандартну схему – пар випарного охолодження скловарних печей надходить у парову турбіну низького тиску, де розширюється до тиску в конденсаторі. Турбоустановка служить приводом електрогенератора, від якого через розподільний пристрій струм подається в загальнозаводську мережу. Розробка нової турбоустановки для використання в подібних схемах є недоцільним, враховуючи значні витрати на проектні та дослідницькі роботи. Тому найбільш приємним варіантом є застосування в теплоутилізаційних схемах турбін, що серійно випускаються. Наприклад, це турбоустановки для роботи на м'ятій парі. Ще одним з варіантів є застосування готових частин низького тиску потужних парових турбін. Але обмежуючими факторами тут є граничні довжини робочих лопаток і вологість пари. Застосування турбін м'ятої пари є доцільним при витраті енергоносія не менш ніж 8–10 т/год. Кількість пари, що виробляється в СВО скловарних печей є значно меншою.

З урахуванням цього слід розглянути питання підвищення параметрів водяної пари за рахунок теплоти Застосування пароструминного компресора показало неефективність даної схеми, це ж відноситься й до способу підняття тиску пари за допомогою механічного компресора [6]. Сучасні скловарні печі безперервної дії обладнані регенеративними або рекуперативними теплообмінниками для підігріву повітря горіння. Але незважаючи на це, температура газів після них складає від 400 до 700 °С, що дає можливість використання їх теплоти для підвищення параметрів пари систем СВО. В

останній час значно розширилась область застосування пластинчастих теплообмінників-утилізаторів. Так, теплообмінники з розбірним корпусом мають максимальну температуру використання до 450 °С та припустимий тиск до 6 МПа. Такі теплообмінники можуть бути застосовані в утилізаційних схемах для підвищення параметрів пари СВО за рахунок використання теплоти скидних газів.

Безпосереднє використання пари СВО скловарних печей в багатьох випадках є проблематичним тому, що досягнення прийнятної економічності в силовому циклі на водяній парі можливо лише при глибокому вакуумі в конденсаторі. Це істотно ускладнює установку, при цьому виникає необхідність вирішення проблеми підвищеної вологості на виході з турбіни (особливо в тих випадках, коли пара має ступень сухості більше 0,9). В такому випадку застосування низькокиплячих речовин в якості робочого тіла енергетичних установок при використанні водяної пари як гріючого теплоносія з температурою 110–130 °С може виявитися досить ефективним. Установки працюють за двоконтурною схемою (рис. 3).

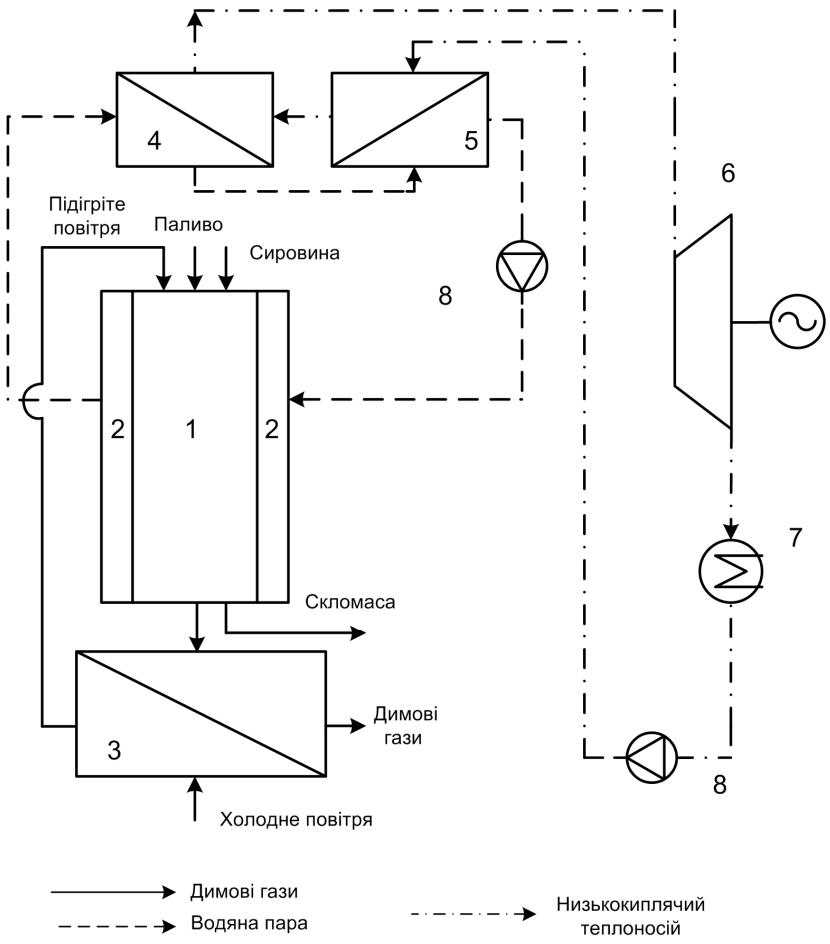


Рисунок 3 – Двоконтурна теплоутилізаційна система з низькокиплячим теплоносієм для використання теплоти пари систем випарного охолодження

Теплота конденсації пари системи випарного охолодження 2 скловарної печі 1 з рекуперативним теплообмінником 3 передається випарнику 4, а тепло охолодження конденсату – підігрівнику 5 парогенератора. Потім охолоджений конденсат водяної пари направляється в установку насосом 8. У другому контурі низькокиплячий теплоно-

сій нагрівається і розширюється в турбогенераторі 6. Відпрацьована пара після турбіні конденсується в конденсаторі 7, а потім конденсат живильним насосом 8 подається в парогенератор. Охолоджуюча рідина подається в конденсатор циркуляційним насосом.

Із-за низьких параметрів теплоносія, що гріє, в силовому контурі можна застосувати лише цикл Ренкіна з насиченою або дещо перегрітою парою низькокиплячої рідини. Найбільший термічний ККД при цьому буде мати цикл з перегрівом пари, однак малі перепади температур у парогенераторі призводять до зростання поверхні. Цикл без перегріву характеризується найменшими значеннями ККД, але масогабаритні показники парогенератора будуть тут значно меншими.

Ефективність утилізаційної системи з низькокиплячею рідиною істотно підвищується при одночасному використанні пари СВО та димових газів скловарної печі (рис. 4). Ці гази дозволяють здійснити значний перегрів пари низько киплячої рідини, тому й у цьому випадку бажаним є використання термостійких рідин.

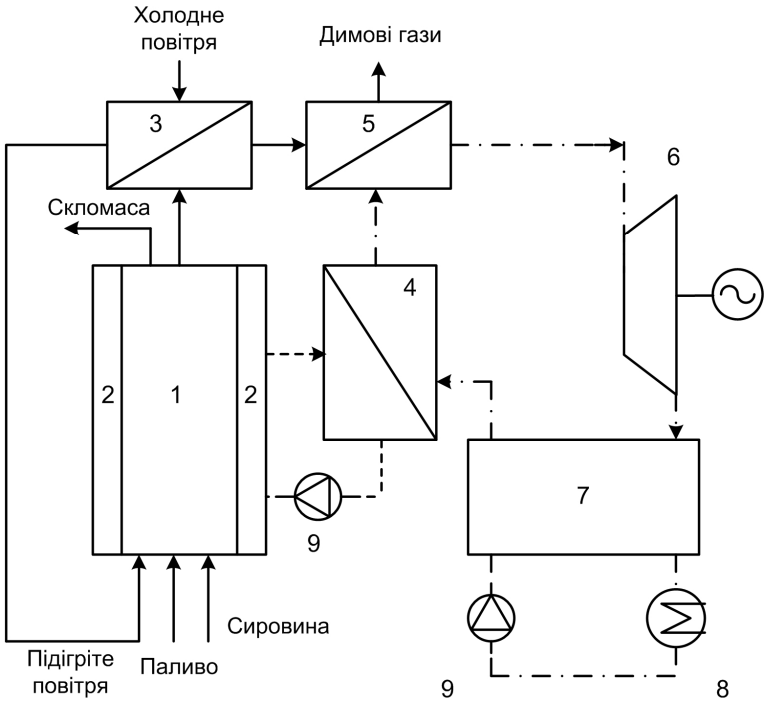


Рисунок 4 – Схема з комплексним використанням теплоти пари СВО та димових газів скловарних печей

В даній схемі перегріта пара низькокиплячої рідини розширюється в турбіні 6, а потім надходить у теплообмінник-регенератор 7, переохолоджується, підігріваючи рідкий теплоносій, який подається в нього після конденсатора 8 живильним насосом 9. З регенератора низькокипляча рідина надходить у випарник 4, у якому за рахунок тепла конденсації пари СВО 2 скловарної печі 1 здійснюється процес пароутворення фреону. З випарника в пароподібному стані фреон надходить у пароперегрівник 5, де здійснюється його перегрів за рахунок димових газів, що відходять від регенеративного теплообмінника 3.

Цикл із закритичними параметрами при використанні двох теплоносіїв, що грію ть, – насиченої водяної пари та продуктів згоряння, як показують розрахунки, ніяких термодинамічних переваг не має в порівнянні із циклом Ренкіна. Якщо врахувати те,

що низький тиск в установці буде більш переважним, то можливо рекомендувати в розглянутому випадку саме цикл Ренкіна.

Термодинамічна ефективність роботи утилізаційних схем з використанням турбоустановок в значній мірі залежить від вибору робочого тіла. Із зменшенням атомності зростає показник адіабати, і як наслідок, термічний ККД установки [6]. Тому використання водневих турбін для когенерації є в даному випадку досить перспективним. Більш низька вартість водню в порівнянні з багатьма низькокиплячими теплоносіями та висока термодинамічна ефективність є передумовою розгляду його в якості робочого тіла утилізаційних установок для вироблення теплової та електричної енергії. Легкі гази мають теплофізичні властивості, які можуть забезпечити мінімізацію маси й габаритів основних елементів енерготехнологічного обладнання, що входить у комплект енергоустановок. Це відкриває перспективи створення високоефективних енергоустановок з турбоперетворювачами, які мають ряд значних переваг в порівнянні з традиційними газовими або паровими турбінами.

Висновки. Таким чином, при розгляданні питання ефективності застосування теплоутилізаційних комплексів з використанням пари СВО скловарних печей необхідно додатково проводити комплексний аналіз параметрів роботи кожного з елементів схем. Покращення показників енергетичних установок, в тому числі теплоутилізаційних, можливо тільки при аналізі складної сукупності пов'язаних між собою технологічних та економічних факторів. Практична реалізація даних підходів потребує проведення додаткових розрахунокво-теоретичних досліджень щодо визначення найбільш ефективних теплоутилізаційних схем, інтегрованих в складні теплотехнологічні комплекси для виробництва скломаси.

Література

1. Гойхман В.Ю. Печная теплотехника в производстве стекла / В.Ю. Гойхман, В.Н. Руслов, В.А. Костырь. – Харьков: Факт, 1997. – 288 с.

2. Попов О.Н. Интенсификация охлаждения стен варочного бассейна стекловаренной печи / О.Н. Попов, В.З. Фридкин, З.Т. Мамедов // Стекло и керамика. – 1983. – №5. – С. 6–7.

3. Зайцев Ю.С. Испарительное охлаждение стекловаренных печей / Ю.С. Зайцев, О.В. Филипьев, Н.Н. Зайцева. – Харьков: Основа, 1993. – 105 с.

4. Кошельник В.М. Прогнозирование теплогидравлических, прочностных и технико-экономических параметров системы испарительного охлаждения стекловаренной печи / В.М. Кошельник [и др.] // Труды Межд. научно-техн конф. MicroCAD'97. Часть 2. - Харьков: ХГПУ, 1997. – С. 121–125.

5. Матвеев В.А. Выработка пара с энергетическими параметрами при утилизации теплоты отходящих газов стекловаренных печей / В.А. Матвеев, И.С. Ильяшенко, К.Ю. Давыдова // Стекло и керамика. − 1988. –№4. − С. 7–9.

6. Развитие водородгидридной техники и технологии / Соловей В.В., Кошельник В.М., Шмалько Ю.Ф., Кошельник А.В. // Экотехнологии и ресурсосбережение. – 2006. – № 1. – С. 31–37.

Bibliography (transliterated)

1. Goyhman V.Yu. Pechnaya teplotehnika v proizvodstve stekla / V.Yu. Goyhman, V.N. Ruslov, V.A. Kostyir. – Harkov: Fakt, 1997. – 288 p.

2. Popov O.N. Intensifikatsiya ohlazhdeniya sten varochnogo basseyna steklovarennoy pechi / O.N. Popov, V.Z. Fridkin, Z.T. Mamedov // Steklo i keramika. – 1983. – #5. – P. 6–7.

3. Zaytsev Yu.S. Isparitelnoe ohlazhdenie steklovarennyih pechey / Yu.S. Zaytsev, O.V. Filipev, N.N. Zaytseva. – Harkov: Osnova, 1993. – 105 p.

4. Koshelnik V.M. Prognozirovanie teplogidravlicheskih, prochnostnyih i tehniko-ekonomicheskih parametrov sistemyi isparitelnogo ohlazhdeniya steklovarennoy pechi / V.M. Koshelnik [i dr.] // Trudyi Mezhd. nauchno-tehn konf. MicroCAD'97. Chast 2. – Harkov: HGPU, 1997. – P. 121–125.

5. Matveev V.A. Vyirabotka para s energeticheskimi parametrami pri utilizatsii teplotyi othodyaschih gazov steklovarennyih pechey / V.A. Matveev, I.S. Ilyashenko, K.Yu. Davyidova // Steklo i keramika. – 1988. – # 4. – P. 7–9.

6. Razvitie vodorodgidridnoy tehniki i tehnologii / Solovey V.V., Koshelnik V.M., Shmalko Yu.F., Koshelnik A.V. // Ekotehnologii i resursosberezhenie.– 2006.– # 1. – P. 31–37.

УДК 666.1.031.2

Кошельник О.В., Долобовская О.В., Павлова В.Г.

ПЕРСПЕКТИВНЫЕ НАПРАВЛЕНИЯ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ НИЗКОПОТЕНЦИАЛЬНОГО ПАРА СИСТЕМ ИСПАРИТЕЛЬНОГО ОХЛАЖДЕНИЯ СТЕКЛОВАРЕННЫХ ПЕЧЕЙ

Представлены основные способы использования низкоптенциального пара систем испарительного охлаждения стекловаренных печей. Выделено два основных направления применения пара – тепотехническое и энергетическое. Описаны схемы теплоутилизационных комплексов стекольного производства с когенерацией, а также перспективные комплексы с водородными турбоустановками и низкокипящим теплоносителем. Показана необходимость проведения дальнейших исследований для выбора наиболее эффективного оборудования и оптимальных схем утилизации энергетического потенциала водяного пара систем испарительного охлаждения стекловаренных печей.

Koshelnik O., Dolobovska O., Pavlova V.

THE PROMISING TRENDS OF THE LOW-POTENTIAL STEAM UTILIZATION OF THE GLASSFURNACES TRANSPIRATION COOLING SYSTEMS

The main methods of the low-potential steam utilization of the glass furnaces transpiration cooling systems are presented. The two main trends of steam utilization – heat engineering and power are determined. The schemes of the waste heat recovery plants of glass industry and also of the promising plants with hydrogen turbine and low-boiling heat transfer medium are described. The necessity of the further research for the selection of the most effective equipment and the optimal schemes of steam energy potential recovery of glass furnaces transpiration cooling systems is shown.

УДК 681.51.012

Шейкус А.Р., Левчук И.Л., Тришкин В.Я.

УПРАВЛЕНИЕ ПРОЦЕССОМ РЕКТИФИКАЦИИ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ПОДВИЖНЫХ УПРАВЛЯЮЩИХ ВОЗДЕЙСТВИЙ С ДВУМЯ СТЕПЕНЯМИ СВОБОДЫ

Введение. Процесс ректификации, широко применяемый в различных отраслях промышленности для разделения жидких смесей, характеризуется высокой энергоёмкостью и себестоимостью продуктов. Разделение обеспечивается многократно повторяемыми частичными испарениями и конденсациями фаз на контактных устройствах колонного аппарата, что обуславливает его высокую распределённость и инерционность как объекта управления, а также значительное время запаздывания по управляющим каналам.

Указанные особенности ректификационных колонн определили применение множества различных подходов к управлению данным процессом. В настоящее время условно возможно выделить следующие виды систем управления ректификационными аппаратами: робастные [1], адаптивные [2], оптимальные системы [3], системы управления с использованием нейронных сетей [4], нелинейных прогнозирующих моделей процесса [5, 6].

Повышение качества управления при использовании названных систем связано с необходимостью обеспечения тепло- и массообмена в нужное время в нужном месте аппарата. Это достижимо путем перемещения источника вещества и энергии в пространственной области установки – применением принципов подвижного управления [7]. В работах [8] и [9] решались типовые задачи управления механическими и тепловыми процессами с помощью подвижных источников воздействия. В то же время, исследование научных основ подвижного управления процессами ректификации остается актуальной научной задачей.

Представленные в работах [10] и [11] исследования доказывают, что появление новой степени свободы – возможности выбора закона движения в пространстве ректификационной колонны точки приложения управляющего воздействия – даёт положительный эффект. При этом рассматривались простые подвижные управляющие воздействия с одной степенью свободы: использовались изменения точки ввода сырья в колонну и перераспределения потока питания между двумя тарелками. Однако подвижное управление подразумевает изменение не только координаты, но и интенсивности управляющего воздействия.

Питание, поступающее в колонну, характеризуется расходом, составом и температурой. Любой из этих параметров может быть выбран в качестве второй степени свободы – интенсивности подвижного управляющего воздействия. Однако состав сырья является нерегулируемой возмущающей величиной, а от расхода питания зависит производительность установки и намеренное его снижение нецелесообразно.

Целью работы является исследование эффективности подвижного управления процессом ректификации путем переключения либо перераспределения потока сырья между тарелками питания с одновременным изменением его температуры.

Исследование эффективности подвижного управления осуществляется методом математического моделирования на основании описания ректификационной колонны, приведенного в [12]. Однако, алгоритмы расчета энтальпий, необходимые для исследо-

вания влияния температуры питания на балансовые зависимости колонны и, следовательно, на качество продуктов разделения, в этих работах подробно не рассматривались и приведены в общем виде.

Поэтому, для достижения цели необходимо решить следующие задачи:

– разработать инструментальные средства для исследований технологических основ управления процессом ректификации с использованием подвижных управляющих воздействий с двумя степенями свободы;

– с использованием разработанного обеспечения экспериментально доказать повышение качества разделения путём переключения или перераспределения сырьевого потока между тарелками питания совместно с изменением его температуры.

Математическое и алгоритмическое обеспечения для исследования технологических основ управления процессом ректификации с использованием подвижных управляющих воздействий с двумя степенями свободы. Поступающий на рассматриваемое контактное устройство ректификационной колонны поток питания F, состав которого $z^k = z^{k-1} + b \cdot \left(t^{k-1}\left(z^{k-1} \right) - t_f \right)$, $k = 1, 2, \ldots$, может иметь различные фазовые состояния: недогретая жидкость, кипящая жидкость, парожидкостная смесь, конденсирующийся пар, перегретый пар. В общем случае, его можно условно разделить на жидкую и паровую фазы, каждая из которых характеризуется своими расходом, составом и энтальпией [13].

Между фазами парожидкостной смеси существует равновесие, при этом их составы (обозначены как $x_{F,i} = x_i^*\left(\overline{x_f}\right) - z \cdot \left(x_i^*\left(\overline{x_f}\right) - x_{f,i} \right)$, и $x_{F,i} = x_{F,i} + d \cdot \left(\dfrac{x_{f,i} + (z-1) \cdot y_{F,i}}{z} - x_{F,i} \right)$,) связаны между собой зависимостью:

$$\sum_{i=1}^{n-1} \left| \frac{x_{f,i} + (z-1) \cdot y_{F,i}}{z} - x_{F,i} \right| = 0. \tag{1}$$

Каждый из фазовых потоков в питании имеет свою энтальпию, зависящую от его температуры, состава, а также давления в линии подачи сырья:

$$h = \sum_{i=1}^{n} \left(x_i \cdot \int_0^t c_{x,i}(t)\, dt \right) - R \cdot T^2 \cdot \sum_{i=1}^{n} \left(\frac{\partial \ln \gamma_i}{\partial T} \cdot x_i \right). \tag{2}$$

$$H = \sum_{i=1}^{n} \left(y_i \cdot \left(\int_0^{t_{кип}} c_{x,i}(t)\, dt + r_i + \int_{t_{кип}}^{t} c_{y,i}(t)\, dt \right) \right). \tag{3}$$

Общая энтальпия питания пропорциональна долям каждой фазы в потоке сырья:

$$h_f = z \cdot h_F + (1-z) \cdot H_F, \tag{4}$$

а количество тепла, вносимое в колонну рассчитываемым потоком питания, составит:

$$Q_f = F \cdot h_f = F \cdot \left(z \cdot h_F + \left(1 - z\right) \cdot H_F \right). \quad (5)$$

Неизвестными величинами (5) являются концентрации и жидкой $\overline{x_F}$, и паровой фазы $\overline{y_F}$ питания, а также доли каждой из этих фаз z.

При расчёте энтальпии питания первоочередной задачей является определение температуры кипения жидкой смеси состава $\overline{x_f}$, а также температуры конденсации парообразной смеси такого же состава. Если текущая температура потока питания t_f меньше или равна температуре кипения, то $z = 1$. Паровая фаза в питании отсутствует, состав жидкой фазы соответствует составу питания, а энтальпия питания определяется согласно выражению (2), в котором $x_i = x_{f,i}$.

Если текущая температура потока питания t_f больше или равна температуре конденсации, то $z = 0$. Жидкая фаза в питании отсутствует, состав паровой фазы соответствует составу питания, а энтальпия питания определяется согласно выражению (3), в котором $y_i = x_{f,i}$.

Если $t_{кип} < t_f < t_{кон}$, то питание подается на моделируемую тарелку в парожидкостном виде. Исходя из уравнения материального баланса, коэффициент z рассчитывается по правилу рычага:

$$z = \frac{y_{F,i} - x_{f,i}}{y_{F,i} - x_{F,i}} = \frac{x_{f,i} - y_{F,i}}{x_{F,i} - y_{F,i}}. \quad (6)$$

Зависимости (1) и (6) образуют систему, которая позволяет для каждого значения z определить составы равновесных жидкостной и паровой фаз, а также температуру, при которой находится рассматриваемая парожидкостная смесь с таким фазовым распределением:

$$\begin{cases} \overline{x_F} = \dfrac{\overline{x_f} + \left(z - 1\right) \cdot \overline{y_F}}{z} \\ \overline{y_F} = \overline{y^*}\left(\overline{x_F}, P_f\right) \end{cases}. \quad (7)$$

Внешний итерационный процесс алгоритма расчета энтальпии питания, которое подается в колонну в парожидкостном виде, предназначен для уточнения величины z, в то время как внутренний – для решения системы (7). Если рассчитанная для нового приближения z температура t совпадает с необходимой точностью с температурой потока питания t_f, то на основании полученных результатов по формулам (2)–(4) выполняется расчет энтальпии парожидкостной смеси.

Начальное приближение искомой величины z предлагается определять путем линеаризации зависимости, соединив точки температур начала кипения (z=1) и начала конденсации (z=0) отрезком прямой:

$$z^0 = \frac{t_{кон} - t_f}{t_{кон} - t_{кип}}, \tag{8}$$

где $t_{кон}$ и $t_{кип}$ – рассчитанные на основании алгоритмов фазового равновесия температуры конденсации парообразной и кипения жидкой смеси состава $\overline{x_f}$.

На основании начального приближения величины z^0 проводятся расчеты составов равновесных паровой и жидкой фаз в питании (7), а также температуры такой смеси t^0. Если t^0 соответствует t_f с необходимой точностью, то задача решена. В ином случае необходимо уточнение z и повторение расчетов. При использовании метода простых итераций (с угловым коэффициентом b) выражение для расчета нового приближения z:

$$z^k = z^{k-1} + b \cdot \left(t^{k-1}\left(z^{k-1}\right) - t_f \right),\ k = 1, 2, \ldots \tag{9}$$

Удачный выбор начального приближения коэффициента z (8) позволяет обеспечить высокую сходимость итерационных расчетов. В случае расходящегося итерационного процесса необходимо изменить значение углового коэффициента b, или, воспользовавшись методом Ньютона, рассчитывать оптимальные его значения на каждой итерации.

Система уравнений (7), решение которой проводится во внутреннем итерационном цикле, содержит $2\cdot(n\text{-}1)$ неизвестную – концентрации компонентов в жидкой и паровой фазах питания. Концентрации последних, n-ых компонентов фаз определяются согласно положению, что сумма молярных концентраций в любом материальном потоке равна 1.

Решение такой системы возможно только в случае качественных начальных приближений, для выбора и обоснования которых рассмотрена ректификационная колонна разделения бинарной смеси метанол-вода. Питание содержит, к примеру, 30 % метанола, а его температура составляет 82 °С. На рис. 1 представлены кривые кипения и конденсации бинарной смеси метанол-вода – изобары t-x и t-y, построенные для атмосферного давления.

Нижняя кривая HDFAJ носит название кривой кипения, под ней располагается область существования жидкой фазы. Верхняя кривая HBGCJ – кривая конденсации, над ней расположена область перегретого пара. Между обеими кривыми находится область сосуществования равновесных жидкости и пара, гетерогенная область. Всякая смесь в этой области является парожидкостной и содержит одновременно две фазы.

Как видно из рис. 1, концентрации метанола в фазах при увеличении доли пара в парожидкостном питании снижаются: в жидкой фазе от x_f при $z = 1$ до $x^*(y_f)$ при $z = 0$ по кривой AFD; в паровой фазе от $y^*(x_f)$ при $z = 1$ до x_f при $z = 0$ по кривой CGB. Диаграммы состояния для различных смесей имеют различный вид, однако, конечные точки кривых всегда совпадают с начальной и равновесными концентрациями.

Если участок кривой AFD заменить отрезком прямой AD и принять допущение, что изменение величины z смещает точку состояния жидкой фазы вдоль отрезка равномерно, то начальное приближение концентрации i-ого компонента в жидкой фазе питания:

$$x_{F,i} = x_i^* \left(\overline{x_f} \right) - z \cdot \left(x_i^* \left(\overline{x_f} \right) - x_{f,i} \right). \tag{10}$$

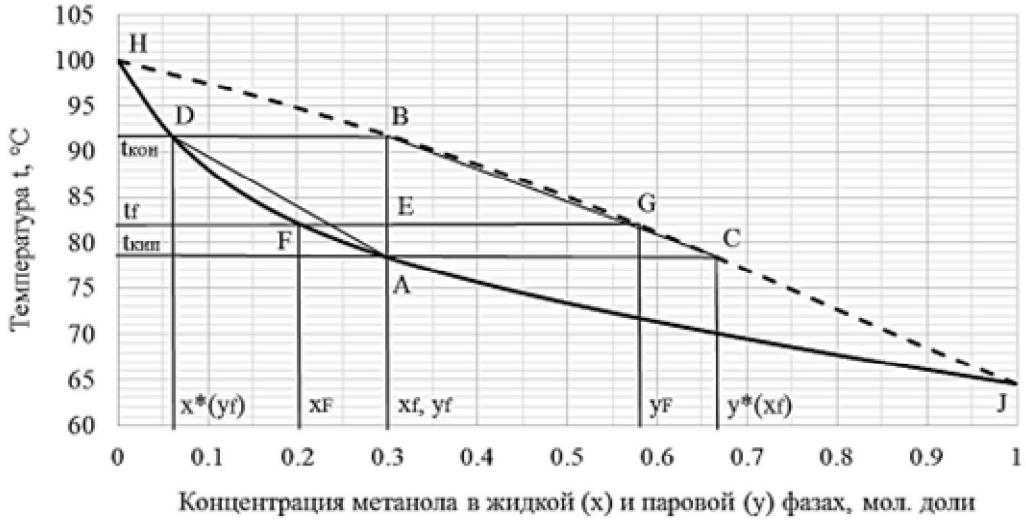


Рисунок 1 – Диаграмма состояния бинарного раствора метанол-вода

Погрешности такого начального приближения стремятся к нулю на концах диапазона $z = 0…1$. Величина максимальной абсолютной погрешности будет зависеть от нелинейности участков изобар $t – x$ между рассматриваемыми концентрациями.

Далее с помощью алгоритма расчета фазового равновесия определяется состав паровой фазы в питании (1) и, совместно с этим, температура кипения/конденсации такой парожидкостной смеси.

Исходя из (7), дальнейшие уточнения концентраций жидкой фазы питания возможно осуществлять методом простых итераций:

$$x_{F,i} = x_{F,i} + d \cdot \left(\frac{x_{f,i} + (z-1) \cdot y_{F,i}}{z} - x_{F,i} \right), \tag{11}$$

где d – угловой коэффициент внутреннего итерационного цикла.

Условием окончания расчетов составов фаз в питании и перехода к определению нового, уточненного значения коэффициента z является выполнение с необходимой точностью условия:

$$\sum_{i=1}^{n-1} \left| \frac{x_{f,i} + (z-1) \cdot y_{F,i}}{z} - x_{F,i} \right| = 0. \tag{12}$$

В случае системы метанол-вода, как видно из рис. 1, меньшими погрешностями характеризуется начальное приближение концентраций паровой фазы: участок кривой конденсации между точками B и C с высокой точностью совпадает с отрезком прямой, соединяющим данные точки. В этом случае возможно итерационно уточнять концентрации компонентов паровой фазы парожидкостной смеси.

В результате определяются составы фаз парожидкостной смеси и их мольные доли в потоке питания. На основании полученных данных рассчитывается энтальпия питания по уравнениям (2)–(4). Её произведение на расход питания F позволяет рассчитать количество тепла, вносящегося в колонну разделяемой смесью в единицу времени (5).

Представленный алгоритм расчета энтальпии сырья реализован на программном уровне и проведены исследования характеристик потока питания и их изменений вследствие предварительного нагрева/охлаждения сырья перед подачей в колонну. Бинарная смесь метанол-вода согласно нормам технологического процесса содержит 0,273 мольные доли метанола и подаётся на 9-ю тарелку ректификационной колонны [14]. На рис. 2 и 3 представлены результаты расчётов характеристик такого потока питания с тем допущением, что в линии подачи сырья в колонну давление соответствует атмосферному.

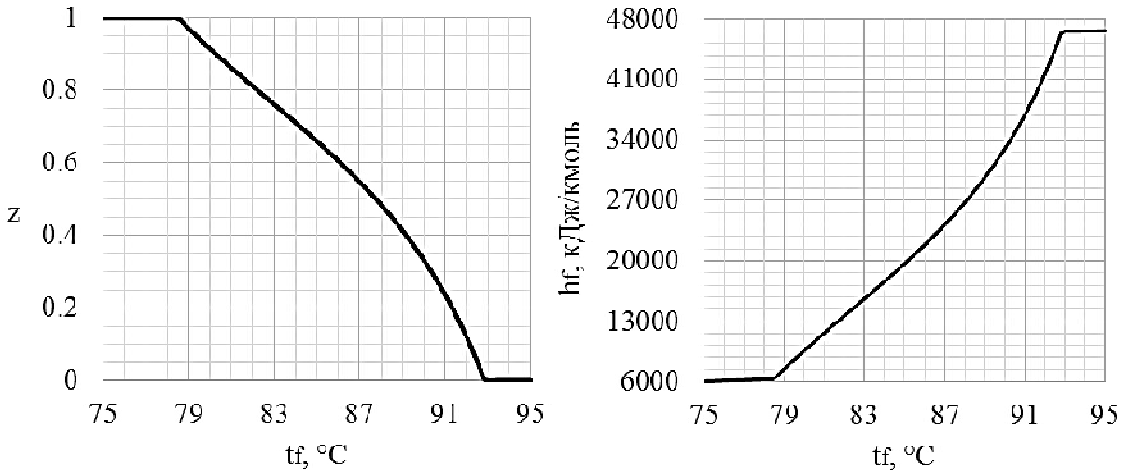


Рисунок 2 – Доля жидкой фазы z и энтальпия h_f смеси метанол-вода в зависимости от её температуры

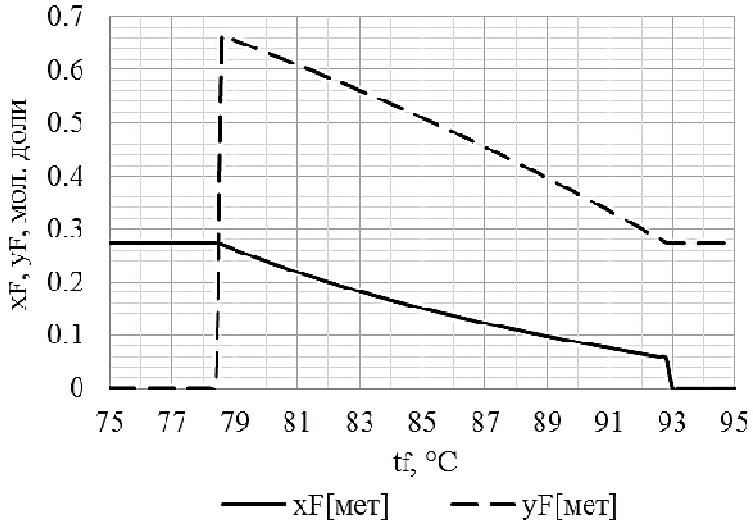


Рисунок 3 – Изменение составов жидкой (xF) и паровой (yF) фаз смеси метанол-вода в процессе её нагрева/охлаждения

Температура начала кипения жидкой смеси такого состава при атмосферном давлении составляет 78,5 °С, начала конденсации парообразной смеси – 92,85 °С. Нагрев жидкой смеси до температуры кипения, а также перегрев пара не требуют существенных энергетических затрат, участки энтальпийной кривой имеют незначительный угол подъёма. Совершенно другую картину представляет нагрев смеси в диапазоне температур кипения/конденсации, который сопровождается испарением части жидкой фазы (рис. 2). Зависимость коэффициента z от температуры смеси t_f нелинейна. Это обуславливает нелинейность и энтальпийной кривой, форма которой повторяет вид кривой $z - t_f$.

Метанол в смеси метанол-вода является легкокипящим компонентом. При нагреве жидкой смеси сверх температуры начала кипения появившаяся паровая фаза обогащена метанолом: 66 %мол. в паре при 27,3 %мол. в жидкости на момент начала кипения (рис. 3). С увеличением доли пара в смеси (с уменьшением коэффициента z) концентрация метанола будет падать как в жидкой фазе, так и в паровой. При дальнейшем нагреве до температуры, соответствующей полному испарению, последние капли жидкости будут обогащены тяжелокипящим компонентом – водой, концентрация которой составит 94 %мол. Состав паровой фазы в парожидкостной смеси при нагреве стремится к первоначальному составу жидкой смеси.

Исследования эффективности подвижных управляющих воздействий с двумя степенями свободы при управлении процессами ректификации. На рис. 4 приведены результаты расчета концентрации ключевого компонента, метанола, в дистилляте при подаче питания, имеющего различные температуры, на различные тарелки колонны. При этом в качестве тарелок питания рассматривалась базовая 9-я тарелка, а также равноудалённые от неё 5-я и 13-я тарелки.

Предварительные расчеты включали в себя параметрическую идентификацию модели ректификационной колонны, которая заключалась в определении коэффициентов массоотдачи в паровой и жидкой фазах. Данные коэффициенты принимались постоянными на всех контактных устройствах колонны, а их рассчитанные значения позволяют экспериментально полученное качество продуктов разделения (x_d=0,973) поставить в соответствие условиям проведения эксперимента, заявленным в нормах технологического процесса (V_0=156,5 кмоль/ч, D=62,8 кмоль/ч, N_f=9, F=229,3 кмоль/ч, x_f=0,273, t_{fl}=$t_{кип}$, P_f=1 атм., давление в колонне атмосферное). Для расчетов, результаты которых представлены на рис. 4, использовались те же значения входных переменных, однако расход парового потока V_0, покидающего куб колонны, снижен до 122,5 кмоль/ч.

Подвижное управление путём переключения номера тарелки питания имеет существенный недостаток: возможность подачи питания на рассматриваемые тарелки необходима, но не всегда реализуема. При этом, чем больше тарелок предусмотрено в качестве питающих, тем выше качество управления процессом. Одним из подходов к устранению данного недостатка является использование перераспределения потока сырья между двумя тарелками. Действенность и особенности такого подхода рассматривались на примере метанольной ректификационной колонны с использованием тех же значений независимых переменных и коэффициентов массобмена. Это позволило провести сравнение эффективности предлагаемых в работе подвижных управляющих воздействий. В качестве тарелок питания, между которыми распределяется сырьевой поток, использовались 5-я и 13-я. Результаты расчетов приведены на рис. 5.

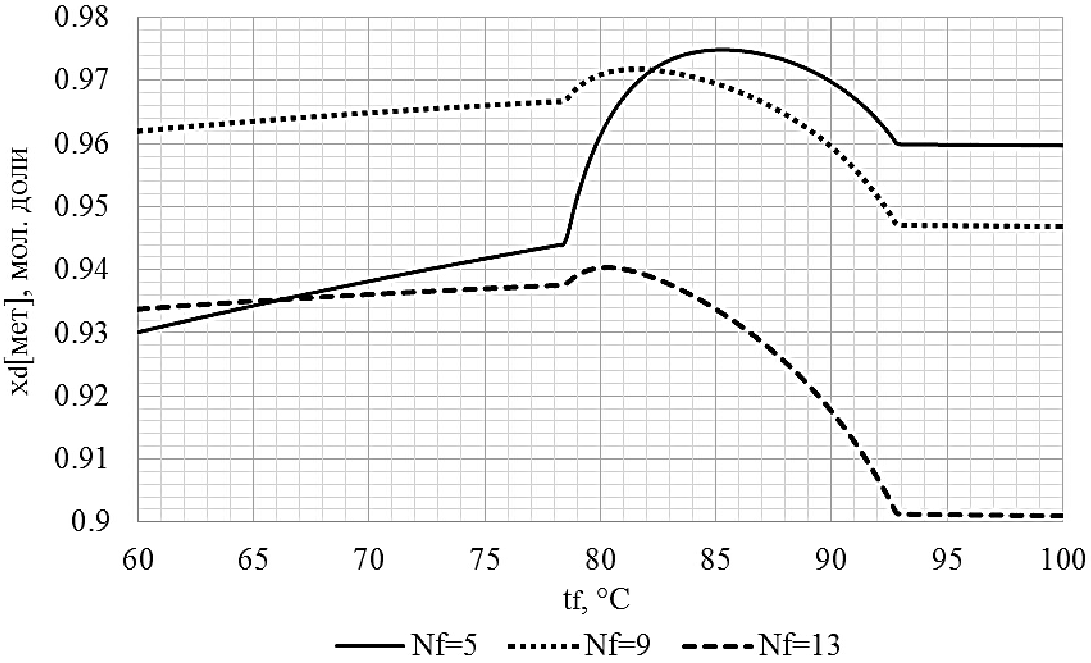


Рисунок 4 – Зависимость качества дистиллята от температуры сырья и номера тарелки питания

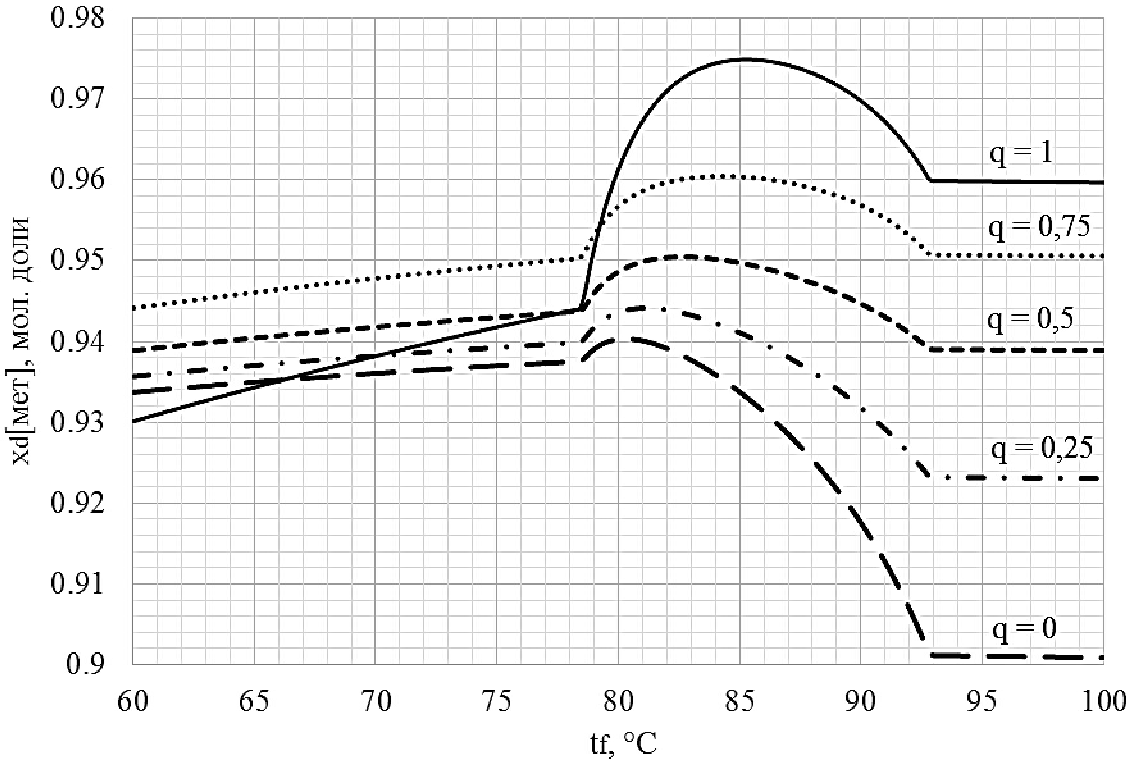


Рисунок 5 – Зависимость качества дистиллята от температуры сырья и доли питания, поступающей на 5-ю тарелку

Рассчитанные статические характеристики ректификационных колонн позволили отметить следующие технологические особенности использования подвижных управляющих воздействий с двумя степенями свободы при управлении процессами ректификации:

1) Зависимости качества дистиллята от температуры питания носят экстремальный характер. Существует значение температуры питания, которое максимизирует качество продуктов разделения, при этом значение оптимальной температуры не всегда находится в диапазоне существования парожидкостной смеси.

2) С повышением номера тарелки питания или понижением значения коэффициента перераспределения q питания точка экстремума смещается в сторону низких температур.

3) Подача питания на заявленную 9-ю тарелку предпочтительней, однако только в том случае, если питание находится в жидком фазовом состоянии или содержит незначительную долю паровой фазы. В случае, когда температура питания составляет 82 °С и выше, необходимо осуществить переключение подачи сырья с 9-й на 5-ю тарелку.

Если питание находится в жидком состоянии, то предпочтительней перераспределение потока питания между 5-й и 13-й тарелками в соотношении 3:1. В случае, когда питание представляет собой парожидкостную или парообразную смесь, необходимо весь поток сырья направлять на 5-ю тарелку.

4) Если стоит задача максимизации качества дистиллята, не учитывая расходы тепла, то оптимальная тарелка питания – 5-я, а оптимальная температура питания – 85,5 °С.

5) В том случае, когда питание подаётся в колонну в парообразном виде, предпочтительней 5-я тарелка. Если же переключение тарелки питания не осуществлять, то качество дистиллята снижается на 1,2 %, а при подаче питания на 13-ю тарелку – на 6 %.

Однако, если температура питания соответствует, например, 60 °С, то деление сырья в соотношениях 3:1, 1:1, 1:3 и даже полная подача потока на 13-ю тарелку позволяют получить качество дистиллята выше, чем при использовании только 5-й тарелки.

6) Качество дистиллята при подаче сырья на 5-ю тарелку в парообразном виде выше, чем при подаче в жидком. Обратная ситуация при использовании 9-й и 13-й тарелок, когда жидкое питание предпочтительней.

Целесообразность полного испарения потока питания тем ниже, чем больше доля питания, поступающего на 13-ю тарелку.

7) Несмотря на то, что максимизация качества дистиллята достигается подачей питания на 5-ю тарелку совместно с испарением части жидкости, существует такая температура питания, при которой 13-я тарелка становится оптимальной. Таким образом, с понижением температуры сырья необходимо повышать номер тарелки питания.

При снижении температуры питания оптимальное значение коэффициента q смещается от 1 к 0.

8) Одинаковое качество дистиллята достигается, например, при подаче кипящего питания на 5-ю тарелку и при делении такого потока в равных долях между 5-й и 13-й тарелками (x_d = 94,4 %). Для других режимов работы ректификационной колонны и температур потока сырья также возможна неоднозначность при решении оптимизационных задач и расчете коэффициента q.

9) Девятая тарелка равноудалена от 5-й и 13-й, однако качество дистиллята при полной подаче питания на 9-ю тарелку не соответствует качеству, достигаемому при делении потока питания в равных долях (q=0,5) и их подаче на 5-ю и 13-ю тарелки.

10) Перераспределение потока питания между двумя тарелками позволяет повысить качество продуктов разделения, однако, как подход, уступает полноценному переключению подачи сырьевых потоков на оптимальные тарелки. Выбор даже трёх таре-

лок и переключение между ними потока питания выгодней, чем перераспределение сырья между двумя тарелками. Однако, оба подхода эффективней, чем использование только традиционных управляющих воздействий.

Качество продуктов разделения экстремально зависит и от номера тарелки питания (или коэффициента перераспределения), и от температуры сырьевых потоков. Поэтому применение данных показателей в качестве степеней свободы подвижного управляющего воздействия позволяет получать продукты такого качества, которое недостижимо использованием традиционных управляющих воздействий или принципов подвижного управления с одной степенью свободы.

Предварительный нагрев потоков питания перед их подачей в ректификационную колонну связан с дополнительными затратами энергии. Различным критериям оптимизации соответствуют различные оптимальные значения степеней свободы подвижного управляющего воздействия, однако затраты тепла на нагрев или испарение потока питания должны быть экономически обоснованными.

Область применения представленного алгоритмического обеспечения не ограничивается расчетами статических режимов, исследование переходных процессов в ректификационных колоннах также требует определения характеристик сырьевых потоков. Дальнейшее развитие в данном направлении заключается в исследованиях качества подвижного управления и его улучшения путём обоснования временного закона, по которому необходимо осуществлять переключение/перераспределение потока питания совместно с изменением его температуры.

Выводы. Разработаны математическое и алгоритмическое обеспечения, позволяющие определять количество тепла, вносимое питанием в колонну, на основании измерений температуры, расхода и состава питания, а также давления в линии подачи сырья. Интеграция представленных алгоритмов в описание ректификационной установки дает возможность исследования технологических основ управления процессом ректификации с использованием подвижных управляющих воздействий с двумя степенями свободы.

На примере ректификационной установки для разделения бинарной смеси метанол-вода доказано, что качество продуктов разделения экстремально зависит и от номера тарелки питания (или коэффициента перераспределения), и от температуры сырьевых потоков. Применение данных показателей в качестве степеней свободы подвижного управляющего воздействия позволяет получать продукты такого качества, которое недостижимо использованием традиционных управляющих воздействий или принципов подвижного управления с одной степенью свободы.

Обозначения. n – количество компонентов в разделяемой смеси; x – мольная концентрация компонента в жидкой фазе; y – мольная концентрация компонента в паровой фазе; F – мольный расход питания, кмоль/ч; N_f – номер тарелки питания; L – мольный расход жидкой фазы, кмоль/ч; V – мольный расход паровой фазы, кмоль/ч; D – мольный расход дистиллята, кмоль/ч; q – коэффициент перераспределения сырья между тарелками питания, кмоль/кмоль; Q – расход тепла, кДж/ч; h – теплосодержание (энтальпия) жидкой фазы, кДж/кмоль; H – теплосодержание (энтальпия) паровой фазы, кДж/кмоль; t – температура, °С; T – температура, К; z – доля жидкой фазы в питании, кмоль/кмоль; P – давление, МПа; γ – коэффициент активности; R – универсальная газовая постоянная, кДж/(кмоль·К); ΔH – теплота смешения, кДж/кмоль; c – молярная теп-

лоемкость при постоянном давлении, кДж/(кмоль·К); r – молярная теплота парообразования, кДж/кмоль; b, d – настроечные коэффициенты итерационных алгоритмов.

Нижние индексы: j – для рассматриваемой тарелки; i – для рассматриваемого компонента смеси; f – для параметров питания; F – для параметров жидкой и паровой фазы питания отдельно; fl – для параметров флегмы; x – для параметров жидкой фазы; y – для параметров паровой фазы; d – для параметров дистиллята; 0 – для параметров кубового продукта.

Верхние индексы: * – для равновесных параметров; 0 – параметры начальных расчетов итерационного процесса; k – номер итерации.

Литература

1. Стопакевич А.А. Разработка робастной системы управления колонной атмосферной перегонки нефти / А.А. Стопакевич // Eastern-European Journal of Enterprise Technologies. – 2015. – Т. 5, № 2 (77). – С. 49–57. DOI: 10.15587/1729-4061.2015.50964.

2. Шевчук В.П. Исследование эффективности адаптивного управления температурным профилем ректификационной колонны / В. П. Шевчук, С. О. Шаровина // Альтернативная энергетика и экология (ISJAEE). – 2015. – № 17–18. – С. 105–111. DOI: 10.15518/isjaee.2015.17–18.015.

3. Аргучинцев А.В. Оптимальное управление процессом ректификации в колонне / А.В. Аргучинцев, В.П. Поплевко // Изв. Иркутского гос. ун-та. Сер. Математика. – 2011. – Т. 4, № 3. – С. 32–41.

4. Saghatoleslami N. Prediction of the overall sieve tray efficiency for a group of hydrocarbons, an artificial neural network approach / N. Saghatoleslami, G.H. Vatankhah, H. Karimi, S.H. Noie // Journal of Natural Gas Science and Engineering. – 2011. – Vol. 3, Issue 1. – P. 319–325. DOI: 10.1016/j.jngse.2011.01.002.

5. Песков Н.П. Система оптимального управления ректификацией этаноламинов с использованием математической модели процесса / Н. П. Песков // Современные проблемы науки и образования. – 2011. – № 6. – С. 108–115.

6. Rodriguez-Blanco, T. Modifier-Adaptation methodology for RTO applied to Distillation Columns / T. Rodriguez-Blanco, D. Sarabia, D. Navia, C. De Prada // IFAC-PapersOnLine. – 2015. – Vol. 48, Issue 8. – P. 223–228. DOI: 10.1016/j.ifacol.2015.08.185.

7. Рапопорт Э.Я. Анализ и синтез систем автоматического управления с распределенными параметрами: Учеб. пособие / Э.Я. Рапопорт. – М.: Высш. шк., 2005. – 292 с.: ил.

8. Бутковский А.Г. Подвижное управление системами с распределенными параметрами / А.Г. Бутковский, Ю.В. Даринский, Л.М. Пустыльников // Автомат. и телемех. – 1976. – № 2. – С. 15–25.

9. Кубышкин В.А. Подвижное управление в системах с распределенными параметрами. / В.А. Кубышкин, В.И. Финягина – М.: СИНТЕГ, 2005. – 232 с.

10. Белоброва Е.В. Автоматическое управление тепломассообменными процессами с подвижными распределенными регулирующими воздействиями [Текст] / Е.В. Белоброва, А.Р. Шейкус, В.И. Корсун // Eastern-European Journal of Enterprise Technologies. – 2014. – № 5/2 (71). – С. 51–55. DOI: 10.15587/1729-4061.2014.28037.

11. Левчук И.Л. Способ управления процессом ректификации с помощью распределенных управляющих воздействий [Текст] / И.Л. Левчук, А.Р. Шейкус, В.Я. Тришкин // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення в сучасних технологіях. – 2015. – № 14 (1123). – С. 100–105.

12. Кафаров В.В. Математическое моделирование основных процессов химических производств [Текст]: учеб. пособие для вузов / В.В. Кафаров, М.Б. Глебов. – М.: Высш. шк., 1991. – 400 с.: ил.

13. Семиохин И.А. Физическая химия [Текст]: учеб. / И.А. Семиохин. – Изд-во МГУ, 2001. – 272 с.

14. Анисимов И.В. Математическое моделирование и оптимизация ректификационных установок [Текст] / И.В. Анисимов, В.И. Бодров, В.Б. Покровский – М.: Химия, 1975. – 216 с.

Bibliography (transliterated)

1. Stopakevich A.A. Razrabotka robastnoy sistemyi upravleniya kolonnoy atmosfernoy peregonki nefti / A.A. Stopakevich // Eastern-European Journal of Enterprise Technologies. – 2015. – T. 5, # 2 (77). – P. 49–57. DOI: 10.15587/1729-4061.2015.50964.

2. Shevchuk V.P. Issledovanie effektivnosti adaptivnogo upravleniya temperaturnyim profilem rektifikatsionnoy kolonnyi / V.P. Shevchuk, S.O. Sharovina // Alternativnaya energetika i ekologiya (ISJAEE). – 2015. – # 17–18. – P. 105–111. DOI: 10.15518/isjaee.2015.17–18.015.

3. Arguchintsev A.V. Optimalnoe upravlenie protsessom rektifikatsii v kolonne / A.V. Arguchintsev, V.P. Poplevko // Izv. Irkutskogo gos. un-ta. Ser. Matematika. – 2011. – T. 4, # 3. – P. 32–41.

4. Saghatoleslami N. Prediction of the overall sieve tray efficiency for a group of hydrocarbons, an artificial neural network approach / N. Saghatoleslami, G.H. Vatankhah, H. Karimi, S. H. Noie // Journal of Natural Gas Science and Engineering. – 2011. – Vol. 3, Issue 1. – P. 319–325. DOI: 10.1016/j.jngse.2011.01.002.

5. Peskov N.P. Sistema optimalnogo upravleniya rektifikatsiey etanolaminov s ispolzovaniem matematicheskoy modeli protsessa / N. P. Peskov // Sovremennyie problemyi nauki i obrazovaniya. – 2011. – # 6. – P. 108–115.

6. Rodriguez-Blanco, T. Modifier-Adaptation methodology for RTO applied to Distilplation Columns / T. Rodriguez-Blanco, D. Sarabia, D. Navia, C. De Prada // IFAC-PapersOnLine. – 2015. – Vol. 48, Issue 8. – P. 223–228. DOI: 10.1016/j.ifacol.2015.08.185.

7. Rapoport E.Ya. Analiz i sintez sistem avtomaticheskogo upravleniya s raspredelennyimi parametrami: Ucheb. posobie / E.Ya. Rapoport. – M.: Vyissh. shk., 2005. – 292 p.: il.

8. Butkovskiy A.G. Podvizhnoe upravlenie sistemami s raspredelennyimi parapmetrami / A.G. Butkovskiy, Yu.V. Darinskiy, L.M. Pustyilnikov // Avtomat. i telemeh. – 1976. – # 2. – P. 15–25.

9. Kubyishkin V.A. Podvizhnoe upravlenie v sistemah s raspredelennyimi parametrami. / V.A. Kubyishkin, V.I. Finyagina – M.: SINTEG, 2005. – 232 p.

10. Belobrova E.V. Avtomaticheskoe upravlenie teplomassoobmennyimi protsessami s podvizhnyimi raspredelennyimi reguliruyuschimi vozdeystviyami [Tekst] / E.V. Belobrova, A.R. Sheykus, V.I. Korsun // Eastern-European Journal of Enterprise Technolo-gies. – 2014. – # 5/2 (71). – P. 51–55. DOI: 10.15587/1729-4061.2014.28037.

11. Levchuk I.L. Sposob upravleniya protsessom rektifikatsii s pomoschyu raspredelennyih upravlyayuschih vozdeystviy [Tekst] / I.L. Levchuk, A.R. Sheykus, V.Ya. Trishkin // Visnik NTU «HPI». Seriya: Novi rishennya v suchasnih tehnologiyah. – 2015. – # 14 (1123). – P. 100–105.

12. Kafarov V.V. Matematicheskoe modelirovanie osnovnyih protsessov himicheskih proizvodstv [Tekst]: ucheb. posobie dlya vuzov / V.V. Kafarov, M.B. Glebov. – M.: Vyissh. shk., 1991. – 400 p.: il.

13. Semiohin I.A. Fizicheskaya himiya [Tekst]: ucheb. / I.A. Semiohin. – Izd-vo MGU, 2001. – 272 p.

14. Anisimov I.V. Matematicheskoe modelirovanie i optimizatsiya rektifikatsionnyih ustanovok [Tekst] / I.V. Anisimov, V.I. Bodrov, V.B. Pokrovskiy – M.: Himiya, 1975. – 216 p.

УДК 681.51.012

Шейкус А.Р., Левчук І.Л., Тришкін В.Я.

УПРАВЛІННЯ ПРОЦЕСОМ РЕКТИФІКАЦІЇ З ВИКОРИСТАННЯМ РУХЛИВИХ КЕРУЮЧИХ ВПЛИВІВ ІЗ ДВОМА СТУПЕНЯМИ СВОБОДИ

В роботі наведені математичне і алгоритмічне забезпечення, що дозволяють досліджувати технологічні основи управління процесом ректифікації з використанням рухомих керуючих впливів з двома ступенями свободи. Досліджено статичні характеристики колони і виявлені технологічні особливості рухомого управління процесами ректифікації. Доведено підвищення якості продуктів розділення шляхом переключення або перерозподілу потоку живлення між тарілками ректифікаційної колони спільно зі зміною температури сировини.

Sheikus A.R., Levchuk I.L.,Trishkin V.Ya.

CONTROL OF THE PROCESS OF RECTIFICATION BY USING THE MOBILE CONTROL ACTIONS WITH TWO DEGREES OF FREEDOM

The paper presents a mathematical and algorithmic software, allowing to explore the fundamentals of process control using movable rectification control action with two degrees of freedom. Static characteristics of the column are investigated and technological features of the mobile process control rectification are identified. The improving of products quality by feed-flow switching or distribution between the plates of rectification column and changing in temperature of the feedstock is proved.

УДК 621.316.91

Марков В.С.

ОБЗОР И АНАЛИЗ СОВРЕМЕННЫХ ГИПОТЕЗ ВОЗБУЖДЕНИЯ АВТОНОМНЫХ АСИНХРОННЫХ ГЕНЕРАТОРОВ

Введение. В настоящее время развитие нетрадиционной энергетики, в частности, ветроэнергетики, усилило интерес к использованию асинхронной машины (АМ) в качестве силовой установки особенно малых автономных электростанций. Несомненные достоинства АМ по сравнению с синхронной – простота, надежность, относительная дешевизна, меньше проблем с охлаждением обмоток и короткими замыканиями, перекрываются рядом недостатков: необходимостью установки массивных и дорогостоящих конденсаторных батарей для возбуждения генератора, а также сложностью работы с активно-индуктивными нагрузками, что приводит к проблеме стабилизации напряжения.

Исследования и создание математических и компьютерных моделей асинхронного генератора (АГ) сталкиваются с рядом трудностей. Так, например, в технической литературе практически не приводятся характеристики холостого хода АМ с короткозамкнутым ротором с конкретными значениями величин ЭДС статора E_1 и тока статора I_μ (тока намагничивания). Обычно их приводят в качественном виде (рис. 1). Эта характеристика важна для получения достоверной математической модели АМ в режиме генератора, особенно для компьютерного моделирования, и численного расчета. По сложившимся представлениям именно кривая намагничивания $E = f(I_\mu)$ АГ определяет максимальное значение установившегося после возбуждения напряжения на обмотках статора. Во-первых, следует развивать теорию самовозбуждения АГ, в рамках которой есть различные гипотезы, не подтвержденные экспериментальными данными. Во-вторых, теоретические выкладки в соответствующих публикациях и расчет компьютерных моделей АГ также зачастую никак не связаны с экспериментальными данными, полученными на реальных АМ, что существенно снижает их теоретическую и практическую ценность. Поэтому необходимы исследования АМ в генераторном режиме на реальном оборудовании.

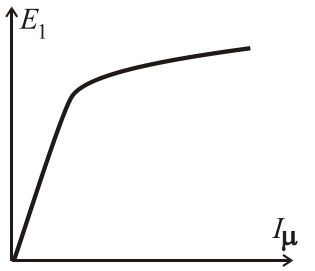


Рисунок 1 – Внешний вид теоретической характеристики холостого хода АМ

Анализ публикаций и исследований по проблематике самовозбуждения АГ. АГ может работать и в автономных условиях, но в этом случае для получения реактивной мощности, необходимой для намагничивания генератора, используется батарея конденсаторов, которая подключается к выводам АГ параллельно нагрузке, как показано на рис. 2, где Д – приводной двигатель. Конденсаторы могут быть включены не только звездой, но и треугольником рис. 3, M_B – внешний механический момент, Z_H – полное сопротивление нагрузки.

Традиционное и общепринятое объяснение самовозбуждения АГ приведено в [1,2,3], где указывается, что условием самовозбуждения является наличие остаточного магнетизма в стали ротора. При вращении ротора генератора с частотой, близкой к номинальной, за счет остаточного намагничивания ротора поток остаточного магнетизма

$\Phi_{ост}$ создает в обмотке статора некоторую остаточную ЭДС $E_{ост}$, под действием которой в конденсаторную батарею потечет ток I_{1c} , усиливающий поток $\Phi_{ост}$ (рис. 4). Эта ЭДС наводит в цепи конденсаторов и машины ток I_{1C} , который усиливает поле машины и создает ЭДС E_1. Обычно $E_{ост}$ при шихтованном роторе составляет 2÷3 % от номинального значения.

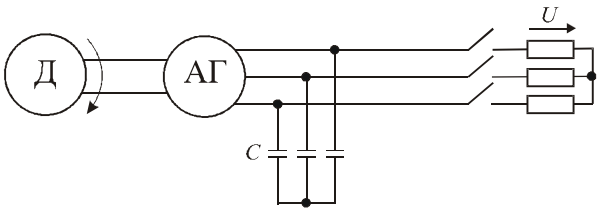


Рисунок 2 – Включение конденсаторной батареи в фазы обмотки статора АГ

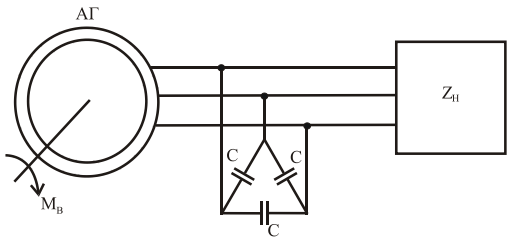


Рисунок 3 – Конденсаторы возбуждения, включенные треугольником

Далее токи и МДС возрастают, пока их значения не установятся в точке пересечения характеристики холостого хода генератора с вольт-амперной характеристикой цепи конденсаторов ($X_C I_C$) и не станут равными току I_1 и ЭДС E_1 (рис. 4). Причем, возбуждение возможно только при пересечении характеристики намагничивания статора и вольт-амперной характеристики конденсатора. Конденсаторная батарея создает опережающий реактивный ток или реактивную мощность необходимую для возбуждения. Напряжение на генераторе зависит от емкости конденсаторов: чем меньше емкость, тем больше угол α (рис. 4). При небольших значениях емкости вольт-амперная характеристика $X_C I_C$ не пересекается с характеристикой холостого хода АГ и машина не возбуждается. Напряжение на генераторе зависит также от вида характеристики намагничивания. Таким образом, возбуждение АГ аналогично самовозбуждения генератора постоянного тока.

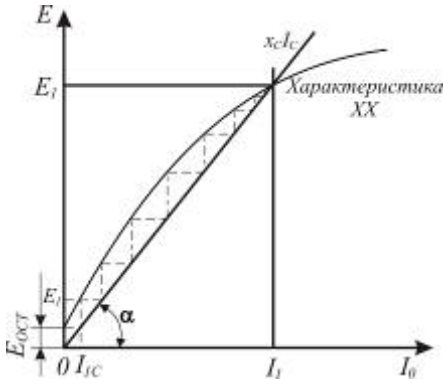


Рисунок 4 – К самовозбуждению АГ

Однако автору данной статьи неоднократно удавалось возбудить АГ за счет конденсаторов вольт-амперная характеристика которых лежала выше чем характеристика холостого хода АГ. К тому же процесс возбуждения начинается на частотах вращения ротора значительно больших чем частота холостого хода, где сильно проявляется размагничивающий эффект от тока ротора, и поэтому характеристика намагничивания на этих частотах уходит вниз относительно той, что изображена на рис. 1 и рис. 4

Существуют ёще две гипотезы (версии или трактовки) процесса самовозбуждения АГ, которые в целом не противоречат друг другу, признавая друг друга как частный случай.

Первая из них – параметрический резонанс [5,6,7] в системе без явного присутствия источника ЭДС в колебательном контуре при периодическом изменении какого-либо из её параметров. Следует заметить, что и первая гипотеза имеет, если не как причину самовозбуждения, то как следствие параметрический резонанс. Отсутствие источника питания, а также неограниченный рост тока и напряжения в линейной колебательной системе, несмотря на наличие потерь в ней, являются принципиальными отличительными признаками параметрического резонанса. [5,7] указывается, что были про-

ведены эксперименты, которые показывают, что в системе АГ – емкость самовозбуждение может возникнуть и при полном отсутствии остаточного потока (ротор АГ выполнен из немагнитных материалов). В то же время, указывается, что оно не возникает при определенных соотношениях между параметрами системы, несмотря на значительную величину остаточного потока и при любых значениях присоединенной емкости. Надо отметить, что в данных работах о подобных экспериментах ничего подробно не сообщается, кто и когда их проводил, также не приводят никакие численные значения параметров.

В [5] сделан вывод, что АМ с симметричным ротором при пренебрежении зубчатостью воздушного зазора представляет собой систему с периодически изменяющейся взаимоиндуктивностью обмоток статора и ротора, в связи с чем в системе «АГ-ёмкость» могут возникать электромагнитные колебания, имеющие параметрическую природу. При нарастании тока в якоре возникает несимметрия магнитной системы по продольной и поперечной оси (динамическая явнополюсность). В этом случае, при совпадении результирующего вектора магнитного поля с осью фазы обмотки ротора, ее индуктивное сопротивление минимально. В процессе самовозбуждения вращению результирующего вектора магнитного поля с угловой частотой ω соответствует частота периодического изменения эквивалентной индуктивности обмотки ротора 2ω, поэтому эквивалентная индуктивность АМ выражается как

$$L_э(t) = L(t)\left[1 - m(t)\cos 2\omega t\right], \tag{1}$$

где m – глубина модуляции индуктивности.

Максимальная глубина модуляции индуктивности связана, главным образом, с величиной воздушного зазора машины и рассеянием обмоток и уменьшается при их увеличении. В высокоскоростных АГ повышенной частоты значение ее несколько ниже, чем в обычных машинах, и не превышает в среднем 0,55.

Условием развития колебаний является неравенство, записанное в виде

$$m > 2R / \omega L\,. \tag{2}$$

Хотя ни теоретического, ни экспериментального обоснования формулам (1) и (2) в [5] не приводится.

Вместе с тем, как отмечается в [5], определение закономерностей самовозбуждения делает необходимым дальнейший анализ, который сводится к исследованию нелинейного однородного дифференциального уравнения второго порядка с периодическими коэффициентами

$$\frac{d\Phi}{dt} + Ri + \frac{1}{C}\int idt = 0\,, \tag{3}$$

где Ф – магнитный поток, представляющий собой однозначную функцию тока и времени.

Впрочем, решение данного уравнения в общем виде не может быть дано даже при гармоническом изменении индуктивности [5].

В [6] рассматривается Т-образная схема замещения АГ (рис. 5) и указывается, что можно представить, что энергия, поступающая в колебательный контур, зависит от

сопротивления R_2'/s активного элемента, подключенного к зажимам 1-1′ двухполюсника, а следовательно и скольжения *s*. Для возникновения электрических колебаний необходимо, чтобы система находилась в резонансном состоянии и входное сопротивление двухполюсника 1-1′при резонансной частоте было бы чисто активным, что соответствует совпадению по фазе векторов тока и напряжения на входе этого двухполюсника. Для определения резонансных частот можно найти входное сопротивление относительно зажимов 1-1′

$$Z = j\omega L_2' + \frac{j\omega L_0\left(R_1 + j\omega L_1 + \dfrac{1}{j\omega C}\right)}{R_1 + j\omega\left(L_1 + L_0\right) + \dfrac{1}{j\omega C}}. \qquad (4)$$

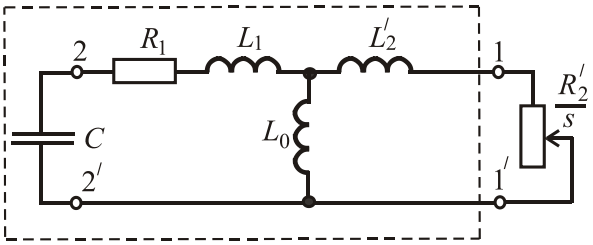


Рисунок 5 – Т-образная схема замещения АГ

Условию резонанса соответствует равенство нулю мнимой части сопротивления Im *Z*=0, которое возможно только в том случае, если значение емкости конденсаторов возбуждения $C_н < C < C_в$. При выполнении этого условия годограф пересекает вещественную ось в двух точках с координатами $Z = R_н$ и $Z = R_н$ при частотах вращения $\omega_в$ и $\omega_н$, соответствующих условиям резонансов токов ($\omega_н$) и напряжений ($\omega_в$) (рис. 6).

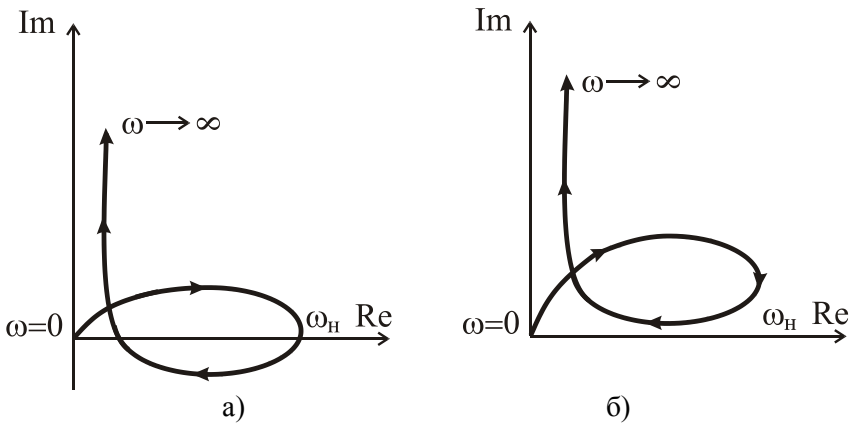


Рисунок 6 – Годографы *Z*(jω) при изменении угловых частот ω=0–∞ при существовании резонансов тока и напряжения в АГ, когда он возбуждается (а) и при отсутствии возбуждения (б)

Для выполнения условий баланс активных мощностей в системе необходимо, чтобы $\mathrm{Re}Z = R_2'/s$. Частоты электрических колебаний при мягком возбуждении АГ можно найти для определенного значения, а для определения их амплитуды требуется решение нелинейной задачи.

В [7] утверждается, что возбуждение АГ происходит, когда система находится в состоянии резонанса и удовлетворялись условия согласования условного двухполюсника (рис. 5) относительно зажимов 1-1′ (или 2-2′). Таким образом, реактивная проводимость относительно 1-1′ должна быть равной нулю, или входное сопротивление двухполюсника должно быть чисто активным и численно равным $-R_2'/s$, так как *s*<0. Входное сопротивление двухполюсника относительно со стороны зажимов 1-1′

$$\underline{Z} = jX_2^{/} + \frac{jX_0\left[R_1 + j\left(X_1 - X_C\right)\right]}{R_1 + j\left(X_0 + X_1 - X_C\right)} \tag{5}$$

По условиям резонанса: $\operatorname{Im}\underline{Z}_{\text{вх}} = 0,\ \operatorname{Re}\underline{Z}_{\text{вх}} = -\frac{R_2^{/}}{s}$.

После некоторых преобразований:

$$\operatorname{Re}\underline{Z}_{\text{вх}} = \frac{R_1 L_0^2 C^2 \omega^4}{R_1^2 C^2 \omega^2 + \left[\left(L_0 + L_1\right)\omega^2 C - 1\right]^2}, \tag{6}$$

$$\operatorname{Im}\underline{Z}_{\text{вх}} = \frac{A\omega^5 + B\omega^3 + D\omega}{R_1^2 C^2 \omega^2 + \left[\left(L_0 + L_1\right)\omega^2 C - 1\right]^2}, \tag{7}$$

где

$$A = L_2^{'}\left(L_0 + L_1\right)^2 C^2 + L_0 L_1^2 C^2 + L_0^2 L_1 C^2;$$
$$B = L_2^{'} R_1^2 C^2 - 2L_2^{'} C\left(L_0 + L_1\right) + R_1^2 L_0 C^2 - 2L_0 L_1 C - L_0^2 C;$$
$$D = L_0 + L_2^{'}.$$

Видно, что (6) представляет собой четную функцию, значение которой при ω=0 равно нулю, а при $\omega\to\infty$

$$\operatorname{Re}\underline{Z}_{\text{вх}} = R_1\left[\frac{L_0}{L_0 + L_1}\right]^2.$$

Для определения возможного максимума функции (6) обратимся к $\left[\operatorname{Re}\underline{Z}_{\text{вх}}\right]_{\omega}^{'} = 0$, что дает $\omega_{1,2} = \pm\sqrt{2/\left[2C\left(L_0 + L_1\right) - R_1^2 C^2\right]}$, т.е. значения частоты ω, при которых $\operatorname{Re}\underline{Z}_{\text{вх}}$ имеет максимальные отклонения от своего среднего значения. А так как $2C\left(L_0 + L_1\right) > R_1^2 C^2$, то эти максимумы $\operatorname{Re}\underline{Z}_{\text{вх}}$ реализуемы. Функция (7) представляет собой нечетную функцию, значение которой при ω=0 также равно нулю, а при $\omega\to\infty$.

В [7] указывается, что условия возникновения первоначального процесса самовозбуждения есть:

$$\begin{cases} \operatorname{Im}\underline{Z}_{\text{вх}} = 0; \\ \left[\operatorname{Im}\underline{Z}_{\text{вх}}\right]^{'} = 0. \end{cases} \tag{8}$$

Не при всех значениях емкости машина может самовозбуждаться. Этот процесс начинается только с некоторого критического значения $C_{\text{кр}}$, при котором генератор начинает самовозбуждаться

$$C_{\text{кр}} = \frac{\left[2L_2^{'}\left(L_0+L_1\right)+2L_0L_1+L_0^2\right]\left(L_0+L_2^{'}\right)R_1^2-\Delta}{R_1^4\left(L_0+L_2^{'}\right)^2}, \tag{9}$$

где

$$\Delta = \left\{\left[\left(2L_2^{'}\left(L_0+L_1\right)+2L_0L_1+L_0^2\right)^2 - L_0^4\left(L_0+L_2^{'}\right)R_1^4\right]\right\}^{1/2}.$$

Частота ω при критическом значении емкости дает

$$\omega = \sqrt{\frac{8AD\left(L_0+L_1\right)C_{\text{кр}}+2AB+2BD\left(L_0+L_1\right)^2C_{\text{кр}}^2-4ADR_1^2C_{\text{кр}}}{4A^2-4AD\left(L_0+L_1\right)^2C_{\text{кр}}^2+4AD\left(L_0+L_1\right)C_{\text{кр}}+2B^2\left(L_0+L_1\right)^2C_{\text{кр}}^2-2ABR_1^2C_{\text{кр}}^2}}. \tag{10}$$

В диапазоне $C_{\text{кр}} < C < C_{\max}$ функция $\operatorname{Im}\underline{Z}_{\text{вх}} = 0$ пересекает ось ω в двух точках, которые и определяют граничные условия самовозбуждения генератора.

Явление самовозбуждения АГ, как процесс параметрического резонанса, и в настоящее время находит последователей [8]. Причем, в данной работе процесс самовозбуждения электрических машин рассматривается с точки зрения теории автоматического управления. Рассматривается система уравнений АГ с конденсаторным возбуждением

$$\begin{cases} i_C = C\dfrac{dU_C}{dt} \\ i_{\text{ст}} = i_C + i_{\text{н}} \\ u_{\text{н}} = u_C = \dfrac{d\psi_{\text{ст}}}{dt} - i_{\text{ст}}R_{\text{ст}} - L_{\sigma 1}\dfrac{di_{\text{ст}}}{dt} \end{cases} \tag{11}$$

где $i_{\text{ст}}$ – ток статора, $i_{\text{н}}$ – ток загрузки, i_{C} – ток через конденсатор, $R_{\text{ст}}$ – активное сопротивление статорной обмотки, $L_{\sigma 1}$ – индуктивность рассеяния статорной обмотки.

Этим уравнениям соответствует следующая структурная схема [8]

Условия самовозбуждения АГ, при пренебрежении $R_{\text{ст}}$

$$c_e\omega_{\text{вр}}w_{\text{ст}}L_{\Gamma} \geq X_C\left(1+\frac{X_{\sigma 1}}{Z_{\text{н}}}\right)+X_{\sigma 1} \tag{12}$$

Левая часть неравенства фактически является индуктивным сопротивлением АГ $X_{\text{АГ}}$, а фактически отражает характеристику холостого хода генератора $\text{E}_{\Gamma} = f(i_C)$. Из данного выражения следует, что при увеличении нагрузки АГ до определенного значения режим генерации прекращается. При этом сопротивление нагрузки должно быть не менее значения, определяемого выражением

$$Z_{\text{н}} \geq \frac{X_C X_{\sigma 1}}{X_{\text{АГ}}\left(Z_{\text{н}}\right)+X_{\sigma 1}-X_C} \tag{13}$$

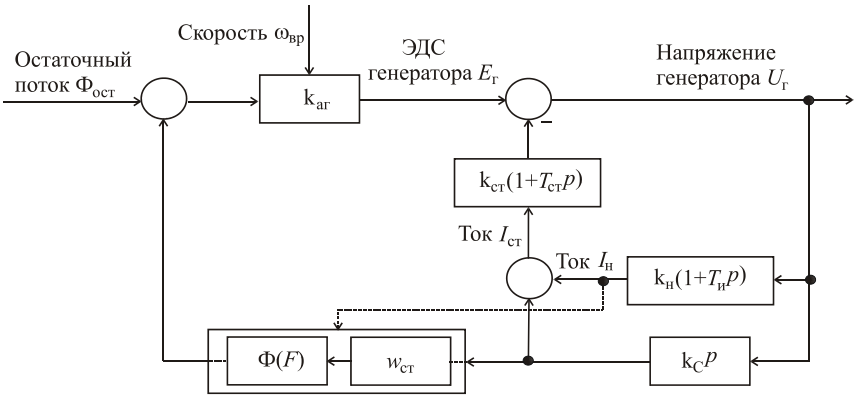


Рисунок 7 – Структурная схема АГ

Составляющая $X_{АГ}$ ($Z_Н$) отражает дополнительную зависимость индуктивного сопротивления АГ, обусловленную размагничивающим действием реакции якоря (пунктирная линия на рис.7). При этом за счет изменения индуктивного сопротивления АГ частота выходного напряжения изменяется, что фактически означает появление скольжения в АГ при нагрузке. На рис.8 поясняется процесс самовозбуждения АГ по аналогии с генератором постоянного тока, где 1– критическое значение сопротивления, 2 – вольт-амперная характеристика конденсаторной батареи, 3 – кривая намагничивания, отрезок AB соответствует $I_C\left(X_C+\frac{X_C X_{\sigma 1}}{Z_н}+X_{\sigma 1}\right)$, а отрезку $BC\int_0^t \frac{I_C}{C}dt$.

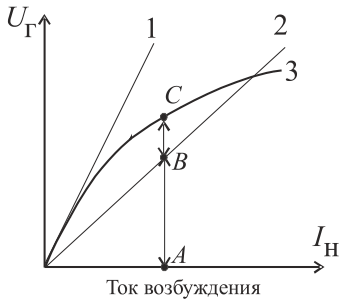


Рисунок 8

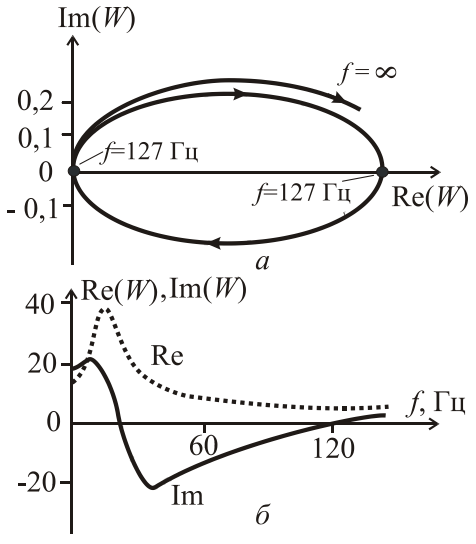


Рисунок 9 – Амплитудно-фазочастотные характеристики АГ:
а – годограф;
б – мнимая и действительная части

На рис. 9 показан результат анализа АГ в частотной области в виде амплитудно-фазочастотной характеристики. Как следует из рис. 9 *а* резонанс (возбуждение) возможен в двух точках, характеризующих обращение мнимой составляющей в ноль. Первая точка (справа) характеризуется низкой (рабочей) частотой и резонансом токов в схеме замещения АГ. Вблизи этой точки, при изменении нагрузки, за счет реакции якоря происходит изменение X_m, а следовательно, резонансной частоты и скольжения АГ. Вторая точка характеризуется резонансом напряжения и определяется индуктивными сопротивлениями рассеяния.

Как отмечается в [8] в АГ ввиду

наличия двух типов накопителей энергии – ёмкости и индуктивности, возможно возникновение параметрического резонанса. Более того, там же утверждается, что для возникновения колебаний вовсе не требуется остаточный магнитный роток. Суть параметрического возбуждения в том, чтобы при начальном потенциальном запасе энергии в системе изменять по величине один из накопителей. Например, когда изначально заряжен конденсатор, а индуктивность меняется полупроводниковым ключом. Для возникновения параметрического резонанса в *L-C* контуре должно соблюдаться условие

$$\frac{\Delta L}{L} > \frac{\pi}{Q}, \tag{14}$$

где Q – добротность контура.

Однако в АГ при повороте ротора относительно статора происходит естественная высокочастотная модуляция индуктивности машины за счет зубцов магнитной системы, доходящая до 30–40 %.

Еще одна гипотеза говорит о том, что устройство «асинхронная машина – ёмкость» в структурном отношении, по принципам действия и свойствам представляет собой типичную автоколебательную систему (рис. 10) [9–12]. Причем, в авторы [9,10] рассматривают явление параметрический резонанс, как некоторый частный случай автоколебательного режима.

Кроме того указывается, что остаточное магнитное поле необходимое для самовозбуждения АГ может быть создано статором или ротором. Хотя в [9] утверждается, что удалось возбудить машину с абсолютно размагниченным или даже немагнитным ротором, но никаких данных об эксперименте не приводится.

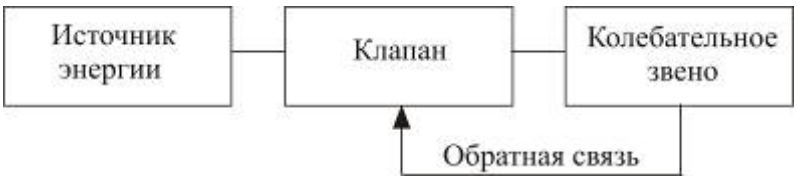


Рисунок 10 – Структурная схема типичной автоколебательной системы

Очевидно, если при каждом такте колебаний восполнять энергию потерь за счет увеличения электромагнитного поля индуктивности или электростатического поля конденсатора, то можно обеспечить непрерывную генерацию колебаний со стороны контура. Отсюда устанавливается важное и известное условие самовозбуждения баланс амплитуды и фазы. Роль клапана в АГ выполняет роторная цепь. Поступление энергии в такт колебаниями контура обеспечивается роторной цепью до тех пор, пока сохраняются условия выполнения требований баланса амплитуды и фазы.

Рост колебаний возможен при условии, что полная мощность вырабатываемая машиной $E_1 I_1$ больше чем мощность конденсаторной батареи $U_c I_c$. Однако из-за нелинейности характеристики холостого хода она обязательно пересечется с вольтамперной характеристикой конденсаторной батареи. Точка их пересечения определит граничный режим работы устройства, при котором рассматриваемые значения мощностей сравняются (рис. 4). Далее АГ не сможет выступать в роли усилителя мощности, т.е. возможности для роста амплитуды колебаний будут исчерпаны, что не противоречит традиционному объяснению самовозбуждения АГ.

Толчок к началу самовозбуждения этой системы нужен только в случае, если по тем или иным причинам режим работы устройства пришелся на зону частотного гистерезиса, причем наиболее надежный толчок обеспечивается за счет импульса предварительно заряженной конденсаторной батареи. Если же режим работы машины выбран в зоне уверенного возбуждения, то она возбуждается мягко, и к первопричине колебаний не должно предъявляться каких-либо требований, поскольку роль первоначального импульса может сыграть ничтожно малая внешняя наводка или флуктуация контура. Поскольку рост возникающих при самовозбуждении колебаний ограничивается на уровне, определяемом насыщением машины, то, следовательно, «асинхронная машина – ёмкость» – типично нелинейная система. Что касается практических мер по обеспечению самовозбуждения АГ, то условия энергетического баланса и малого затухания контура (колебательный режим его работы) заставляют стремиться к уменьшению активных сопротивлений машины. Границы зоны самовозбуждения (нижняя и верхняя критическая частота вращения ротора):

$$\Omega_{\text{нк}} = \frac{1}{p\sqrt{L_0 C}}\left(1+\frac{r_1 r_2^{'} C}{L_0}\right),\ \ \Omega_{\text{вк}} = \frac{r_1 + r_2^{'}}{p r_1}\sqrt{\frac{1}{\left(L_1 + L_2^{'}\right)C}}. \qquad (15)$$

А также нижняя и верхняя граница резонансной частоты контура

$$\omega_{\text{н.к.}} = \frac{1}{\sqrt{L_0 C}};\ \ \omega_{\text{в.к.}} = \frac{1}{\sqrt{\left(L_0 + L_2^{'}\right)C}}. \qquad (16)$$

Для соответствующих скольжений

$$\left|s_{\text{н.к.}}\right| = \frac{r_1 r_2^{'} C}{L_0};\ \ \left|s_{\text{в.к.}}\right| = \frac{r_2^{'}}{r_1}. \qquad (17)$$

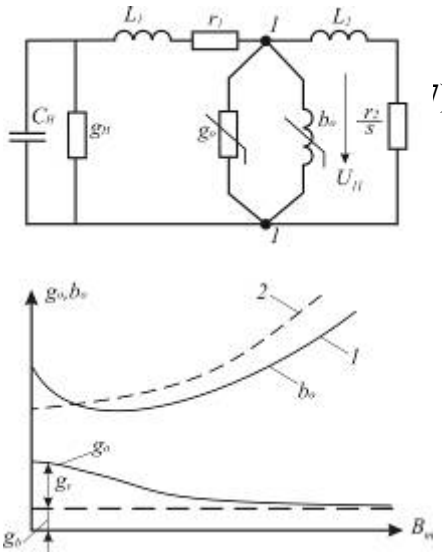


Рисунок 11 – Т-образная схема замещения одной фазы АГ (*а*) и зависимости g_0, b_0 от B_m (*б*)

В [10], также как и в [9], отмечается, что широко распространена точка зрения, что причиной возбуждения АГ является остаточное намагничивание ротора машины и возникновение в обмотке статора начальной ЭДС синхронной частоты. Эта точка зрения противоречит ряду экспериментов [9], показывающих возможность самовозбуждения генератора при полном начальном размагничивании ротора или даже при выполнении его из немагнитного материала. (**Опять об экспериментах ничего не сообщается!**). При этом оказывается, что остаточное намагничивание, тем не менее, влияет на условия возбуждения и при намагниченном роторе возбудить машину легче, чем при его полном размагничивании. В [10] показано, что причиной самовозбуждения АГ являются колебания, возникающие в системе с отрицательным сопротивлением на частотах,

соответствующих балансу амплитуд и фаз или реактивных и активных мощностей основной гармонической составляющей автоколебаний в нелинейной системе. На рис. 11 показана эквивалентная Т-образная схема замещения одной фазы автономного АГ, ротор которого вращается с угловой частотой $\omega_р$, а к зажимам статора подключена симметричная активно-емкостная нагрузка $g_н$, $C_н$ Возбуждение генератора наступает при некоторой частоте тока статора ω, создающего вращающее магнитное поле. При этом напряжение между зажимами 1-1 в эквивалентной схеме может быть отлично от нуля только при равенстве нулю комплексной проводимости $\underline{Y}$ между этими точками. Таким образом, условием самовозбуждения генератора служит равенство

$$\underline{Y} = g_0 - jb_0 + \frac{1}{r_1 + j\omega L_1 + \dfrac{1}{g_н + j\omega C_н}} + \frac{1}{\dfrac{r_2}{S} + j\omega L_2} = 0\,, \qquad (18)$$

выполнимое только при отрицательном скольжении $S = \dfrac{\omega - \omega_р}{\omega} < 0$

Активная и индуктивная проводимости представляют собой те нелинейные элементы цепи, которые ограничивают амплитуду автоколебаний или напряжение самовозбуждения генератора. Наиболее существенен для возбуждения генератора вид характеристики $b_0(B_m)$. B_m – амплитуда гармонической составляющей с частотой $\omega_р$. При синусоидальном изменении индукции во времени кривая $b_0(B_m)$ имеет немонотонный характер (кривая 1, рис.11 *б*). В области малых значений B_m (релеевская область характеристики стали) эквивалентная индуктивность мала, следовательно, значение b_0 велико. С ростом амплитуды изменения магнитной индукции индуктивность растет и b_0 уменьшается, а по мере перехода в область насыщения стали индуктивность уменьшается, и b_0 растет. В случае мягкого возбуждения автоколебаний, при любых начальных условиях устанавливается автоколебательный режим. В случае жесткого возбуждения АГ, возбуждение возможно только при кратковременном изменении параметров, причем остаточное намагничивание ротора оказывает лишь косвенное воздействие на возбуждение АГ.

Условие самовозбуждения АГ можно выразить как равенство линейной и нелинейной проводимости

$$Y_л(\alpha) = Y_н(B_m)\,, \qquad (19)$$

где $\alpha=\omega_р/\omega$.

В [11] утверждается, что роль условного «стартера» в генераторе может выполнить не только остаточная индукция ротора, но и остаточная индукция статора. Поскольку статор АГ выполнен из электротехнической стали, то его остаточная индукция не равна нулю, при условии, что АГ хотя бы раз находился в работе. Используемая в [11] зависимость взаимоидуктивности от тока намагничивания $M = f(i_\mu)$ получена в ходе экспериментальных исследований асинхронной машины серии МТ-11-6. Значения этой зависимости в узлах сплайн-аппроксимации представлены в таблице 1.

До подключения конденсаторов в обмотке статора индуцируется остаточная ЭДС двойной частоты, амплитуда которой очень мала и составляет в данном случае

E_m=1,57·10^{-7} В. При этом самовозбуждение отсутствует. Коммутация конденсаторов определенной ёмкости приводит к плавному росту амплитуды, а значит к самовозбуждению. Частота напряжения также уменьшается до своего резонансного значения. В реальном АГ после наступления самовозбуждения происходит вращательное перемагничивание стали статора, что полностью устраняет причины возникновения напряжения двойной частоты.

Таблица 1

№ узла	i_μ	M
1.	0	0,87
2.	0,004	1,03
3.	0,011	1,22
4.	0,02	1,35
5.	0,044	1,52
6.	0,102	1,65
7.	0,206	1,68
8.	0,314	1,65
9.	0,510	1,5
10.	0,702	1,33
11.	0,852	1,19
12.	1,059	1,03
13.	1,4	0,82
14.	1,8	0,67
15.	2,3	0,54

В [11] утверждается, что «стартеры», обусловленные несимметрией ротора, не оказывают влияния на значение емкости конденсаторов, при котором наступает самовозбуждение АГ. Это объясняется тем, что на начальном этапе самовозбуждения данные «стартеры» не создают значительных намагничивающих токов. В этом случае автогенераторные условия самовозбуждения, т.е. условия, при которых генератор теряет устойчивость, определяются значением взаимной индуктивности АГ при намагничивающем токе равном нулю. Эти «стартеры» создают только первоначальный импульс (толчок), который при наличии положительной обратной связи, в дальнейшем усиливается, что и приводит, в конечном счете, к конденсаторному самовозбуждению АГ.

В [12] рассматриваются особенности самовозбуждения АГ, в частности, указывается, что у него коэффициент усиления и коэффициент положительной обратной связи – комплексные числа. Это связано с тем, что в АГ с конденсаторным самовозбуждением изменяется не только амплитуда, но и частота ЭДС. Для определения этих коэффициентов в [12] воспользовались Т-образной схемой замещения АГ(без учета потерь в стали). Она преобразована относительно нелинейности M и вводится входной ток, который имеет ту же частоту, что и ЭДС генератора (рис. 12). Этот ток суммируется с током обратной связи по магнитной цепи, поэтому электрическая цепь этого тока не имеет принципиального значения и не показывается на рис. 9.

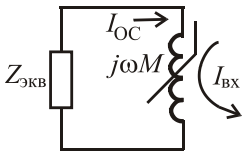


Рисунок 12

Эквивалентное комплексное сопротивление схемы замещения (рис. 12) без учета $g_н$ относительно взаимной индуктивности M обмоток равно

$$\underline{Z_{экв}} = R_{экв} + jX_{экв} = \frac{\left[r_1 + j\left(\omega L_1 - \frac{1}{\omega C_н}\right)\right]\left[\frac{r_2}{s} + j\omega L_2\right]}{\left[r_1 + j\left(\omega L_1 - \frac{1}{\omega C_н}\right)\right] + \left[\frac{r_2}{s} + j\omega L_2\right]}. \quad (20)$$

Комплексный коэффициент обратной связи (ОС) в АГ равен обратному значению комплексного сопротивления, по которому протекает намагничивающий ток (ток обратной связи), т.е.

$$\underline{K}_{\text{ос}} = \frac{1}{\underline{Z}_{\text{экв}}} = \frac{\left(r_1 + \frac{r_2}{s}\right) + j\left(\omega L_1 + \omega L_2 - \frac{1}{\omega C_{\text{н}}}\right)}{\left[r_1 \frac{r_2}{s} - \left(\omega L_1 - \frac{1}{\omega C_{\text{н}}}\right)\omega L_2\right] + j\left[r_1 \omega L_2 + \left(\omega L_1 - \frac{1}{\omega C_{\text{н}}}\right)\frac{r_2}{s}\right]}. \quad (21)$$

В свою очередь комплексный коэффициент усиления АГ, равный

$$\underline{K}_{\text{у}} = -\frac{1}{\underline{Z}_{\text{экв}}} = -j\omega M = -j\frac{p\Omega_{\text{р}}}{1\text{-}s} M\ , \quad (22)$$

где p – число пар полюсов АГ; $\Omega_{\text{р}}$ – угловая скорость ротора.

Возникновение колебаний в АГ возможно, если $\underline{K}_{oc}\underline{K}_{y} > 1$, что является автогенераторным условием самовозбуждения АГ. По мере приближения к установившемуся режиму коэффициент усиления начинает уменьшаться за счет влияния нелинейности до тех пор, пока не наступит равновесие, т.е. установившийся режим самовозбуждения и

$$\underline{K}_{\text{ос}}\underline{K}_{\text{у}} = 1\,. \quad (23)$$

Это равенство выполняется при соблюдении баланса амплитуд и фаз и соблюдается в момент нарушения устойчивости.

Выражение (21) можно представить в следующем виде

$$jM > \frac{R_{\text{экв}}}{\omega} + j\frac{X_{\text{экв}}}{\omega}\,. \quad (24)$$

Если допустить, что при самовозбуждении АГ активное сопротивление $R_{\text{экв}}$=0, тогда получим следующее выражение, которое является вещественной частью (24)

$$\frac{R_{\text{экв}}}{\omega} = r_1^2 \frac{r_2}{s} + r_1\left[\left(\frac{r_2}{s}\right)^2 + \left(\omega L_{\sigma 2}\right)^2\right] + \left(\omega L_{\sigma 1} - \frac{1}{\omega C}\right)^2 \frac{r_2}{s} = 0. \quad (25)$$

Это квадратное уравнение является уравнением баланса активных сопротивлений или баланса фаз и позволяет определить частоту генерируемых колебаний при известной скорости вращения ротора и является первым автогенераторным условием самовозбуждения АГ.

Второе автогенераторное условие конденсаторного самовозбуждения АГ представляет собой мнимую часть (24).

$$\frac{\left[r_1\frac{r_2}{s}-\left(\omega L_{\sigma 1}-\frac{1}{\omega C}\right)\omega L_{\sigma 2}\right]\left(\omega L_{\sigma 1}+\omega L_{\sigma 2}-\frac{1}{\omega C}\right)}{\omega\left[\left(r_1+\frac{r_2}{s}\right)^2+\left(\omega L_{\sigma 1}+\omega L_{\sigma 2}-\frac{1}{\omega C}\right)^2\right]}-$$

$$-\frac{\left[r_1\omega L_{\sigma 2}+\left(\omega L_{\sigma 1}-\frac{1}{\omega C}\right)\frac{r_2}{s}\right]\left(r_1+\frac{r_2}{s}\right)}{\omega\left[\left(r_1+\frac{r_2}{s}\right)^2+\left(\omega L_{\sigma 1}+\omega L_{\sigma 2}-\frac{1}{\omega C}\right)^2\right]}<M=f\left(I_\mu\right). \qquad (26)$$

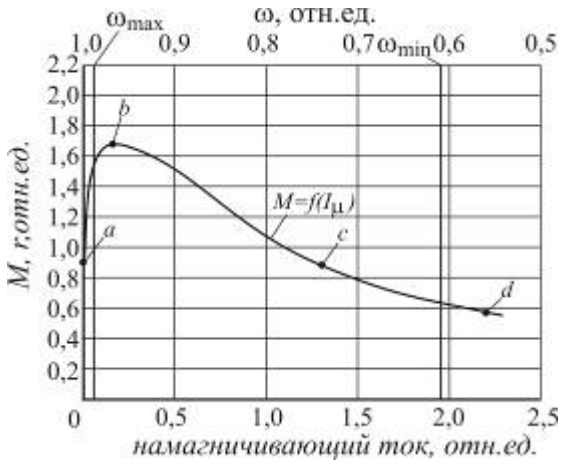


Рисунок 13 – Зависимость $M(I_\mu)$

Данное выражение для установившегося режима самовозбуждения, т.е. при $jM = jX_{\text{экв}}/\omega$, известно как уравнение баланса реактивных сопротивлений (проводимостей) или баланса амплитуд. Причем, в АГ частота колебаний оказывает влияние на (26). На рис. 10 показана зависимость взаимоиндукции от намагничивающего тока [12]. Если значение взаимной индуктивности обмоток статора и ротора АГ лежит вблизи точки *b* на кривой $M(I_\mu)$ (рис. 13), т.е. там, где находится максимальное значение *M*, то емкость конденсаторов возбуждения может быть снижена, тогда исследуемая система мягко входит в режим автоколебаний, и требуются меньшие значения емкостей возбуждения, чем при нахождении значения *M* на интервале между точками *c* и *d*.

В [12] сделаны следующие выводы:

1) в автономном АГ имеет место жесткий режим конденсаторного возбуждения (т.е. напряжение при самовозбуждении АГ возрастает скачком независимо от стартера, т.к. скачком возрастает намагничивающий ток);

2) стартер в виде остаточной индукции ротора обычно играет положительную роль при асинхронном возбуждении АГ, однако его чрезмерное усиление может препятствовать этому процессу, поскольку выпадение из синхронизма в этом случае становится проблематичным, несмотря на выполнение автогенераторных условий самовозбуждения;

3) в установившемся режиме асинхронного самовозбуждения при наличии вращательного перемагничивания ротора уравнение баланса мощностей не соблюдается;

4) для самовозбуждения автономного АГ с полым немагнитным ротором необходимо иметь остаточную индукцию на статоре;

5) самовозбуждение АГ на синхронной частоте невозможно.

В работе [13] используется разработанная математическая модель АГ в трехфазной системе координат. При моделировании исследовался асинхронный двигатель 4АХБ2П100L4 с паспортными данными: $P_{\text{ном}}$ = 4 кВт, р =2: $I_{1\text{ном}}$ = 8,7 А, $n_{2\text{ном}}$ = 1420 об/мин, $\cos\varphi_{\text{ном}}$ = 0,81, $\eta_{\text{ном}}$ = 0,81 и параметрами схемы замещения: R_1 = 1,35 Ом, R_2 =

1,39 Ом, X_1 = 2,13 Ом, X_2 = 2,3 Ом, X_μ = 86 Ом (**непонятно − задавались приблизительно или как-то вычислили**?). Моделирование процесса самовозбуждения АГ моделировалось для следующих начальных условий: наличие остаточного магнетизма в роторе генератора при отсутствии предварительного заряда конденсатора; отсутствие остаточного магнетизма, зато по крайней мере один из возбуждающих конденсаторов предварительно заряжен до некоторого значения.

В [13] сделан вывод, что величина потока остаточного магнетизма оказывает значительное влияние на ход процесса самовозбуждения. Чем больше напряжение предварительно заряженного конденсатора, тем процесс самовозбуждения протекает быстрее, а время процесса сокращается. Хотя и так понятно, что если процесс протекает быстрее, то и время процесса сокращается! Авторы [13] выделяют на переходной характеристике так называемую «мертвую зону» – временной интервал, возникающий в начале процесса самовозбуждения АГ, на протяжении которого значение выходного напряжения $U_\Gamma = 0$.

Интересный вывод, если учесть, что у нас есть остаточная намагниченность, которая дает на фазах АГ мощностью 1 кВт, даже до подключения конденсаторов возбуждения от 3 до 5 В. Непонятно, а как вообще оценивается наступление самовозбуждения АГ, если напряжение на обмотках статора равно нулю?. Мертвая зона, согласно [13], и определяет время переходного процесса. Эта зона обратно пропорциональна, не только остаточному намагничиванию АГ и предварительному заряду на конденсаторе возбуждения, но и величине ёмкости возбуждения, но и скорости вращения АГ.

Согласно [13] мертвую зону можно трактовать как время от включения возбуждающего конденсатора до начала возбуждения, т.е. когда напряжение на фазах статора АГ начинает отличаться от минимального уровня или же когда напряжение на фазах статора достигнет установившегося значения. Однако далее в [13] показывается зависимость между величиной мертвой зоны и временем включения основной ёмкости возбуждения, которая носит практически линейно возрастающий характер. Но это и так понятно, чем позже происходит включение возбуждающей ёмкости, тем позже возбудится АГ. Причем, график начинается в точке $t_{\text{вкл}}$ =0 с, $t_{\text{м.з.}}$ = 2,4 с. Следовательно, это и есть значение «мертвой зоны», которое не зависит от времени включения ёмкости.

В [14] приведена компьютерная модель АГ с конденсаторным самовозбуждением и с учетом нелинейности кривой намагничивания. Дифференциальные уравнения АГ записывались в неподвижной системе координат α, β. Учет нелинейности кривой намагничивания осуществляется с помощью её аппроксимации полиномом 7-го порядка (27) полученного в пакете MATLAB.

$$\psi = 0,059 i_\mu^7 - 0,004 i_\mu^6 + 0,459 i_\mu^5 + 0,023 i_\mu^4 - 1,207 i_\mu^3 - 0,036 i_\mu^2 + 1,86 i_\mu + 0,05, \qquad (27)$$

где ψ – потокосцепление воздушного зазора, i_μ – намагничивающий ток.

Приводятся также схема замещения АГ (рис.14) и структурная схема АГ з конденсаторами возбуждения (рис. 15), где обозначено U_f – выходное напряжение АГ; $r_\text{н}$, $L_\text{н}$ – активное сопротивление и индуктивность нагрузки соответственно; – ток и ёмкость конденсаторов возбуждения; r_1 , $L_{\sigma 1}$ – активное сопротивление и индуктивность рассеивания статора; r_2, $L_{\sigma 2}$ – активное сопротивление и индуктивность рассеивания ротора; $\omega_\text{р}$ – скорость вращения ротора. При расчете параметров структурной схемы в качестве АГ взяли асинхронную машину 4А100LУ3 мощностью $P_\text{н}$ = 4 кВт, номинальной частотой вращения $n_\text{н}$ =1420 об/мин. Ёмкость конденсатора возбуждения (схема

включения конденсаторов не указывается) С= 24 мкФ. (Вообще-то для двигателя с мощностью 4 кВт – очень небольшая ёмкость!).

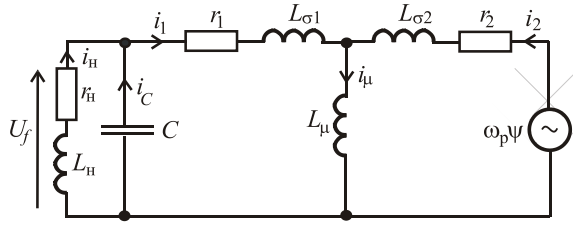


Рисунок 14 Схема замещения АГ

Однако в [14] не приводятся больше никакие численные значения параметров, поэтому работоспособность структурной схемы проверить затруднительно. На представленных графиках переходных процессов, ток и скорость даны почему-то в относительных единицах, скорость вращения ротора при возбуждении достигает 50 % превышения над номинальным значением, а потом в зоне устойчивого возбуждения выходит на номинальный уровень, что удивительно. Получается, что двигатель возбудившись в генераторном режиме, возвращается в двигательный режим, при этом сохраняя возбуждение. Также удивителен и фронт нарастания скорости вращения ротора. Если вал (ротор) АГ вращается за счет внешнего двигателя, то фронт нарастания должен быть прямолинейным (вал – чистый интегратор), а не как у колебательного звена второго порядка.

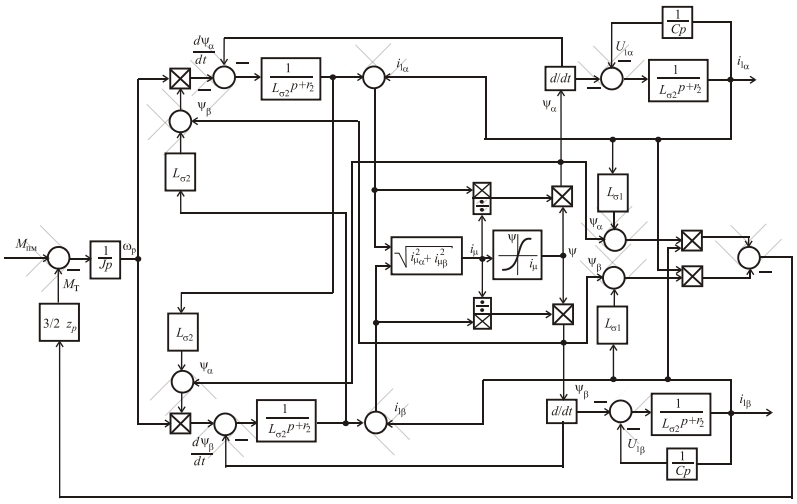


Рисунок 15 – Структурная схема АГ с конденсаторным возбуждением

В [15] приводится система уравнений для автономного АГ (симметричная асинхронная машина) для оценки характера протекающих в ней переходных процессов удобно использовать уравнения равновесия в системе координат, неподвижных по отношению к ротору, в которой $U_1 = Ue^{js\omega t}$.

$$\begin{cases} i_1 R_1 + \left(p + j\omega_2\right)\psi_1 = U_1; \\ i_2 R_2 + p\psi_2 = U_2 = 0. \end{cases} \tag{28}$$

После преобразований получаем уравнение

$$i_1\left[R_1+\left(p+j\omega_2\right)L_1(p)\right]=U_1, \tag{29}$$

где ω_2 – скорость вращения ротора

$$\begin{cases} L(p)=L_1-\dfrac{pL_m^2}{R_2+pL_2}=L'\dfrac{p+\alpha_2'}{p+\alpha_2} \\ L'=L_1-\dfrac{L_m^2}{L_2}\approx L_{1\sigma}+L_{2\sigma}=L_{\text{к}} \\ \alpha_2=\dfrac{R_2}{L_2'}\approx\dfrac{R_2}{L_{\text{к}}};\ \alpha_2=\dfrac{R_2}{L_2} \end{cases} \tag{30}$$

Характеристическое уравнение системы (28)

$$f(p)=p^2+p\left(\alpha_1+\alpha_2+j\omega_2\right)+\alpha_1\alpha_2+j\omega_2\alpha_2=0.$$

Далее делается вывод, что асинхронную машину можно рассматривать как апериодическое звено первого порядка.

В [16] утверждается, что частота колебаний контура на рис.16 будет равна $\omega_0=\dfrac{1}{\sqrt{LC}}$, **(хотя в теории частота свободных колебаний *R-L-C* цепи** $\omega_{\text{св}}=\sqrt{\delta^2-\omega_0^2}$, где $\omega_0=\dfrac{1}{\sqrt{LC}}$, $\delta=\dfrac{R}{2L}$**)**.

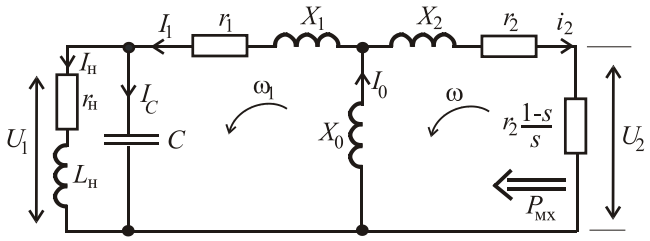


Рисунок 16 – Схема замещения фазы автономного генератора при нагрузке

АГ при приведении обмотки ротора к обмотке статора эквивалентен трансформатору с первичной цепью в роторе и вторичной в статоре. Входным генерирующим элементом такого трансформатора является так называемое вносимое сопротивление $r_2\dfrac{1-s}{s}<0$ при s < 0, на которое поступает мощность приводного двигателя, равная $P_{\text{мх}}=M\omega$, где M – момент приводного двигателя, а ω – его скорость. В схеме замещения как в физической модели генератора входная механическая мощность $P_{\text{мх}}$ заменяется его тепловым эквивалентом $r_2I_2^2\dfrac{1-s}{s}=U_2I_2$ в сопротивлении $r_2\dfrac{1-s}{s}$.

Следующее выражение устанавливает связь между механическими и электрическими величинами в роторе

$$P_{\text{мх}} = M\omega = r_2 I_2^2 \frac{1-s}{s} = U_2 I_2 . \qquad (31)$$

Здесь U_2 рассматривается как некоторое условное входное напряжение или первичное напряжение источника с внутренним сопротивлением $r_2 \frac{1-s}{s}$ и $U_2 = r_2 I_2 \frac{1-s}{s}$.

Активный характер механической мощности и её электрического аналога $P_{\text{мх}} = = U_2 I_2$ определяет совпадение по фазе входных величин напряжения U_2 и тока I_2, следовательно, полное (эквивалентное) сопротивление всей цепи АГ по отношению к U_2 должно быть чисто активным

$$Z_{\text{Э}} = r_2 + jX_2 + \frac{j_m \left(Z + r_1 + jX_1\right)}{Z + r_1 + jX_1 + jX_m} = R_{\text{Э}} , \qquad (32)$$

где r_1, r_2, X_1, X_2, X_m – параметры асинхронной машины. Полное сопротивление $Z = \frac{-jX_C Z_{\text{н}}}{Z_{\text{н}} - jX_C} = r - jX$ с учётом нагрузки $Z_{\text{н}} = r_{\text{н}} + jX_{\text{н}}$ и конденсатора с сопротивлением $X_C = \frac{1}{\omega_0 C}$.

$$r = \frac{X_C^2 r}{r_{\text{н}}^2 + \left(X_{\text{н}} - X_C\right)^2}, \qquad X = X_C \frac{r_{\text{н}}^2 - X_{\text{н}} X_C + X_{\text{н}}^2}{r_{\text{н}}^2 + \left(X_{\text{н}} - X_C\right)^2} .$$

Изменение нагрузки $Z_{\text{н}}$ или ёмкости C в переходном процессе нарушает условие (32), а восстановление его при неизменной скорости ω приводного двигателя приводит к изменению частоты $\omega_1 \neq \omega_0$ и напряжения U_1 на выходе генератора. Так с ростом активно-индуктивного тока нагрузки уменьшается ёмкостная составляющая тока I_1 для намагничивания АГ, происходит уменьшение намагничивающего тока $\dot{I}_0 = \dot{I}_1 + \dot{I}_2$ и размагничивание системы. В [16] предполагается, что с ростом активной части нагрузки увеличивается и уравновешивающий её момент приводного двигателя и ток $\dot{I}_2$. В АГ нет такого сдерживающего фактора как напряжение сети и поэтому с ростом нагрузки происходит значительное размагничивание его, увеличивается индуктивность. Это ведёт к снижению частоты колебаний контура *L-C*, скорости вращения поля статора, напряжения U_1 на выходе генератора. При постоянной скорости вала приводного двигателя увеличивается (в отрицательном направлении) скольжение s и уменьшается частота тока в статоре.

В [17] указывается, что с точки зрения сохранения номинального КПД и ограничения нагрева номинальное скольжение АГ должно соответствовать номинальному скольжению асинхронного двигателя (s = 0,02–0,05). Также в [17] делается вывод, что в определенных условиях эксплуатации автономных источников электроэнергии применение АГ оказывается предпочтительным или даже единственно возможным решением, как, например, в высокоскоростных передвижных электростанциях с безредукторным газотурбинным приводом с частотой вращения n = (9…15)10^3 об/мин. Для ротора с шихтованным сердечником и к.з. обмоткой типа «беличья клетка» допустимая окружная скорость не превышает 200–220 м/с, а для массивного ротора с продольными

пазами прямоугольного сечения безобмоточного, выполненного из цельной стальной поковки до 400 м/с. Другое эффективное применение АГ является их использование в мини-ГЭС при устойчивом режиме нагрузки.

Здесь же [17] приводятся данные гл.инж. Штефана А.М. (НК ЭМЗ, г. Новая Каховка) конденсаторный АГ типа АИРУ112-М2 при соединении батареи конденсаторов ёмкостью 3х120 мкФ в звезду возбуждается при скорости $n_р$=2133 об/мин с напряжением $U_ф$ = 60 В и током фазы $I_ф$ =0,8 А, а при соединении тех же конденсаторов в треугольник напряжение $U_ф$ = 52 В, $I_ф$=1,4 А при скорости $n_р$ = 1265 об/мин.

В АГ серии АИМН90-L4 при включении ёмкости 40 мкФ только в одну из фаз, возбуждение наступило при скорости $n_р$ = 1369 об/мин с $U_ф$ = 209 В и $I_ф$ = 1,29 А, f = 44 Гц, а при ёмкости С= 60 мкФ параметры возбуждения были равны: $n_р$ = 1300 об/мин с $U_ф$ = 500 В и $I_ф$ = 6,49 А, f = 124 Гц. При увеличении частоты вращения ротора до синхронной 1500 об/мин наблюдалось увеличение частоты тока до 400 Гц.

В некоторых случаях не удавалось добиться устойчивого возбуждения АГ даже при сверхсинхронной частоте вращения ротора. Например, для намагниченных гладких стального массивного и шихтованного роторов самовозбуждения не возникало при любых величинах присоединенной ёмкости.

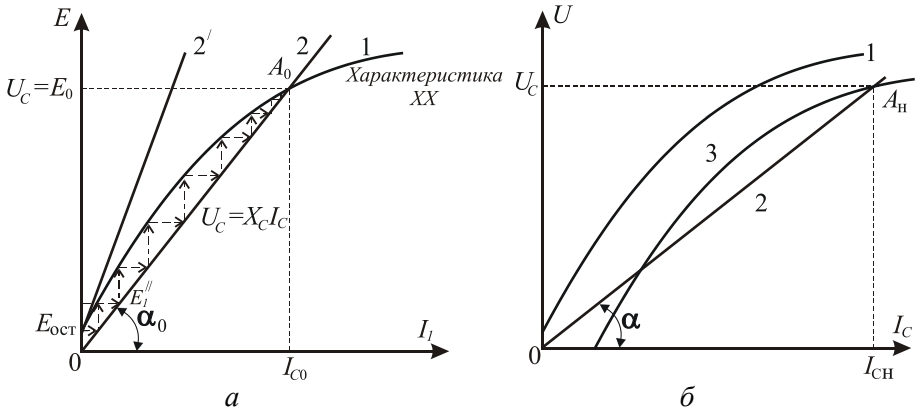


Рисунок 17 – Процесс самовозбуждения асинхронного генератора от конденсаторной батареи

Процесс самовозбуждения АГ в [17] рассматривается в рамках первой из рассмотренных выше гипотез, а именно происходит так же как у генератора постоянного тока, при условии наличия магнитного потока остаточного намагничивания $Ф_{ост.}$ При вращении ротора от приводного двигателя этот поток индуктирует в обмотке статора ЭДС $E_{ост}$=(0,02–0,03) $U_н$, которая вызывает в конденсаторах ток. Этот ток, будучи емкостным(опережающим), протекая по обмотке статора, подмагничивает АГ, усиливает $Ф_{ост}$, что приводит к возрастанию ЭДС $E_{ост}$, дальнейшему росту тока и потока и т.д. (рис. 17, *а*). Окончание процесса самовозбуждения соответствует точке A_0 пересечения характеристики (1) холостого хода (ХХ) (характеристики намагничивания) АГ с вольтамперной характеристикой конденсаторной батареи (2) (I_CX_C) при ЭДС E_0 и токе статора I_{C0} Напряжение на генераторе зависит от ёмкости конденсаторов: чем меньше ёмкость C, тем больше угол α_0. При малых значениях ёмкости $C_{кр}$ характеристика I_CX_C ($2^/$) не пересекается с характеристикой холостого хода и генератор не возбуждается.

В ряде случаев начало процесса самовзбуждения АГ может быть обеспечено путём разряда на обмотку предварительно заряженной конденсаторной батареи.

Угол α_0 определяется из соотношения

$$\mathrm{tg}\alpha_0 = \frac{U_C}{I_{C0}} = \frac{X_{C0} I_{C0}}{I_{C0}} = X_{C0} = \frac{1}{\omega_1 C_0}. \quad (33)$$

Самовозбуждение АГ под нагрузкой требует увеличения ёмкости С, что хорошо иллюстрирует рис. 17, *б*, где кривая 3 – это нагрузочная характеристика АГ. Точка $A_{\text{Н}}$ – точка окончания самовозбуждения. При этом

$$\mathrm{tg}\alpha_{\text{н}} = \frac{U_C}{I_{C\text{н}}} = \frac{X_{C0} I_{C0}}{I_{C0}} = X_{C\text{н}} = \frac{1}{\omega_1 C_{\text{н}}}. \quad (34)$$

Поскольку $\mathrm{tg}\alpha_0 > \mathrm{tg}\alpha_{\text{н}}$, то $C_{\text{н}} > C_0$.

$$X_c = \frac{1}{\omega_1 C} = \frac{U_C}{I_C} = \frac{m_1 U_C^2}{Q_C}, \quad (35)$$

тогда

$$C = \frac{Q_C}{m_1 \omega_1 U_C^2} = \frac{P_{\text{н}} \left(\mathrm{tg}\phi_{\text{г}} + \mathrm{tg}\phi_{\text{н}} \right)}{m_1 \omega_1 U_C^2}, \quad (36)$$

где Q_C – реактивная мощность конденсаторов, которая определяется суммой реактивных мощностей генератора и нагрузки, $P_{\text{Н}}$ – активная мощность нагрузки $\mathrm{tg}\varphi_{\text{Г}}$ и $\mathrm{tg}\varphi_{\text{Н}}$ – углы вольт-амперных характеристик конденсаторов на холостом ходу АГ и при нагрузке.

Из последнего выражения видно, что при изменении нагрузки АГ ёмкость конденсаторов необходимо регулировать. Масса и размеры конденсаторной батареи, необходимой для автономного АГ, как правило, могут превосходить массу АГ и только при $\cos \varphi_{\text{н}} = 1$ масса конденсаторов сопоставима с массой АГ. (что весьма сомнительно!).

По формуле (36) получается, если использовать один конденсатор, т.е. $m_1 = 1$ и взять заведомо самые минимальные углы $\varphi_{\text{н}}$ и $\varphi_{\text{г}}$ в 25°–30°, то на киловаттный генератор нужно ёмкость для возбуждения 65 мкФ при частоте $\omega_1 = 314$ рад/с, а если допустить, что возбуждение происходит в районе 1500 об/мин ≈ 157 рад/с, то тогда вообще 130 мкФ! Хотя удается возбудить АГ мощностью 1 кВт конденсатором гораздо меньшей ёмкости.

Отечественные конденсаторы имеют такие массогабаритные показатели $m_{\text{уд}} = 0{,}32$ кг/кВт, а с учетом конструктивных факторов $m_{\text{уд}} = 0{,}65$ кг/кВт. У плёночных полипропиленовых конденсаторов типа ПЖ и ПТ $m_{\text{уд}} = (0{,}1\text{-}0{,}2)$ кг/кВт при f=400 Гц и $m_{\text{уд}} = (0{,}4\text{-}0{,}5)$ кг/кВт при f=50 Гц.

Выводы:

1) до сих пор нет единого мнения в литературе относительно причины самовозбуждения АГ. Традиционно рассматривают этот процесс подобно самовозбуждению генератора постоянного тока. Другие гипотезы (версии) рассматривают его как параметрический резонанс в цепи с ёмкостью и индуктивностью и (или) как процесс автоколебаний в колебательном контуре;

2) рассуждения о физических аспектах процесса АГ, а также математические выкладки для обоснования той или иной точки зрения практически никогда не имеют подтверждения в виде эксперимента на реальном оборудовании, в лучшем случае это компьютерное моделирование с не вполне очевидными параметрами, т.е. нет логической цепочки «гипотеза – эксперимент – проверка (корректировка) гипотезы – математическая модель – сопоставление результатов компьютерного и физического моделирования – корректировка математической модели – (достоверная версия), т.е. теория». Совпадение теоретических объяснений явления (гипотез) с экспериментальными данными создает научную теорию согласно общепринятой научной методологии.

3) крайне редко или практически не приводятся в литературе данные по кривым намагничивания (характеристикам холостого хода) АГ;

4) схема замещения АГ и дифференциальные уравнения хорошо и давно известны, однако в разных источниках схемы замещения отличаются, в частности, участок цепи ротора;

5) структурная схема АГ в виде динамических звеньев появляется в публикациях относительно недавно и её структура в разных публикациях также сильно разнится;

6) проверка работоспособности приведенных в литературе структурных схем осложняется отсутствием значений параметров в соответствующих публикациях;

7) указывается неоднозначность насыщения магнитной системы и остаточного намагничивания АГ для целей возбуждения.

8) теоретически не обоснованы значения частоты вращения ротора при которых начинается возбуждение АГ;

9) нигде не говорится о взаимоиндуктивности обмоток статора;

10) нет относительно «удобных» формул для определения ёмкости возбуждения АГ, чтобы сходу оценить ёмкость конденсатора возбуждения, например, по мощности асинхронной машины и другим параметрам.

Литература

1**.** Пиотровский Л.М. Электрические машины. –Л.:, – М.: Госэнергоиздат, 1950, – 528 с.

2. Вольдек А.И. Электрические машины. – Л.: Энергия, 1978.

3. Иванов-Смоленский А.В. Электрические машины: Учебник для вузов. – М.: Энергия, 1980. – 928 с.

4. Копылов И.П. Электрические машины: Учеб. для вузов/ И.П.Копылов. – 3-е изд., испр. – М.: Высш.шк., 2002. – 607 с.

5. Бохян С.К. Емкостное самовозбуждение асинхронного генератора // Известия академии наук. Энергетика и транспорт. №2 , 1977, с. 39–46.

6. Бояр-Сазонович Асинхронные генераторы. Свойства и перспективы // Электротехника 1990, № 10, с. 55–57.

7. Каримов А.С., Хо Тхань Хиеп О параметрическом самовозбуждении асинхронного генератора// Электротехника, 1992, № 6–7, с. 5–7.

8. Гарганеев А.Г., Падалко Д.А. О самовозбуждении электрических машин с позиций теории автоматического управления // Электротехника, № 2, Доклады ТУСУРА, том.19, с. 94–98.

9. Китаев А.В., Орлов И.Н. О физическом механизме самовозбуждения асинхронной машины// Электричество, 1978, – № 4, с. 47–51.

10. Нетушил В.А. К расчету режима самовозбуждения автономного асинхронного генератора // Электричество, 1978, – № 4, с. 52–55.

11. Джендубаев А.-З.Р. Математическое моделирование автономного асинхронного генератора с полым немагнитным ротором с учетом остаточной индукции статора // Изв.вузов. Электромеханика, 2006, – № 1, с. 28–31.

12. Джендубаев А.-З.Р. Особенности самовозбуждения автономных генераторов. Ч.2. Асинхронный генератор // Электричество, 2006, – № 12, с. 25–31.

13. Ченчевой В.В., Родькин Д.И, Черный А.П., Юдина Г.Г. Особенности самовозбуждения автономного асинхронного источника электроэнергии на базе асинхронного генератора.

14. Клепіков В.Б., Колотіло В.І., Моісеєв О.М., Банєв Є.Ф. Дослідження процесів самозбудження в електромеханічній системі «детандер – асинхронний генератор – інвертор» // Електроінформ, 2007, – №2, с. 6–8.

15. Теория и методы расчета асинхронных турбогенераторов**.** Под ред. И.М. Постникова, – К., «Наукова думка», 1977.

16. Мишин В.И., Козырский В.В., Каплун В.В., Кулинич А.Н., Макаревич С.С. Компенсированный асинхронный генератор для автономных систем электроснабжения // Електротехніка і електромеханіка, 2007, – № 2, с.42–47.

17. Неисчерпаемая энергия. Кн.1. Ветроэнергетика / В.С.Кривцов, А.М. Алейников, А.И. Яковлев. – Учебник. – Харьков: Нац.аэрокосм. ун-т «Харьк.авиац. ин-т», Севастополь: Севаст.нац.техн.ун-т, 2003. – 400 с.

18. Неисчерпаемая энергия. Кн.2. Ветроэнергетика / В.С.Кривцов, А.М. Алейников, А.И. Яковлев. – Учебник. – Харьков: Нац.аэрокосм. ун-т «Харьк.авиац. ин-т», Севастополь: Севаст.нац.техн.ун-т, 2004. – 519 с.

Bibliography (transliterated)

1. Piotrovsky L.M. Elektricheskie mashiny. – L., – M.: Gosenergoizdat, 1950, – 528 p.

2. Voldek A.I. Electricheskie мashiny. 2-e izd. – L.: Energia, 1978.

3. Ivavov-Smolenskiy Elektricheskie mashiny: Uchebnik dlya vuzov. – M.: Energiya, 1980. – 928 p.

4. Kopylov I.P. Elektricheskie mashiny: Uchebnik dlya vuzov. – 3-e izdanie. ispr. – M.: Vysh. Shk., 2002. – 607 p.

5. Bohyan S.K. Emkostnoe samovozbuzhdenie asinhronnogo generatora // Izvestiya akademii nauk. Energetika i transport. #2 , 1977, p. 39–46.

6. Boyar-Sazonovich Asinhronnyie generatoryi. Svoystva i perspektivyi // Elektrotehnika 1990, # 10, p. 55–57.

7. Karimov A.S., Ho Than Hiep O parametricheskom samovozbuzhdenii asinhronnogo generatora// Elektrotehnika 1992, # 6–7, p. 5–7.

8. Garganeev A.G., Padalko D.A. O samovozbuzhdenii elektricheskih mashin s pozitsiy teorii avtomaticheskogo upravleniya // Elektrotehnika, # 2, Dokladyi TUSURA, tom.19, p. 94–98.

9. Kitaev A.V., Orlov I.N. O fizicheskom mehanizme samovozbuzhdeniya asinhronnoy mashinyi// Elektrichestvo, 1978, #4, p. 47–51.

10. Netushil V.A. K raschetu rezhima samovozbuzhdeniya avtonomnogo asinhronnogo generatora // Elektrichestvo, 1978, #4, p. 52–55.

11. Dzhendubaev A.-Z.R. Matematicheskoe modelirovanie avtonomnogo asinhronnogo generatora s polyim nemagnitnyim rotorom s uchetom ostatochnoy induktsii statora // Izv.vuzov Elektromehanika, 2006, #1. p. 28–31.

12. Dzhendubaev A.-Z.R. Osobennosti samovozbuzhdeniya avtonomnyih generatorov. Ch.2. Asinhronnyiy generator // Elektrichestvo, 2006, # 12, p. 25–31.

13. Chenchevoy V.V., Rodkin D.I, Chernyiy A.P., Yudina G.G. Osobennosti samovoz-buzhdeniya avtonomnogo asinhronnogo istochnika elektroenergii na baze asinhronnogo generatora.

14. Klepikov V.B., Kolotilo V.I., Moiseev O.M., Banev E.F. Doslidzhennya protsesiv samozbudzhennya v elektromehanichniy sistemi «detander – asinhronniy generator – invertor» // Elektroinform, 2007, #2, p. 6–8.

15. Teoriya i metodyi rascheta asinhronnyih turbogeneratorov. Pod red. I.M.Postnikova, – K., «Naukova dumka», 1977.

16. Mishin V.I., Kozyirskiy V.V., Kaplun V.V., Kulinich A.N., Makarevich S.S. Kompensirovannyiy asinhronnyiy generator dlya avtonomnyih sistem elektrosnabzheniya // Elektrotehnika i elektromehanika, 2007, # 2, p. 42–47.

17. Neischerpaemaya energia. Book 1. Vetroelectrogeneratory/ V.S.Krivstov, A.M. Aleinikov, A.I. Yakovlev. – Uchebnik. – Kharkov: Nats.aerocosm. un-t «Khark.aviats. in-t», Sevastopol: Sevast.nats.tekh.un-t, 2003. – 400 p.

18. Neischerpaemaya energia. Book 2. Vetroelectrogeneratory / V.S.Krivstov, A.M. Aleinikov, A.I. Yakovlev. – Uchebnik. – Kharkov: Nats.aerocosm. un-t «Khark.aviats. in-t», Sevastopol: Sevast.nats.tekh.un-t, 2004. –519 p.

УДК 621.316.91

Марков В.С.

ОГЛЯД ТА АНАЛІЗ СУЧАСНИХ ГІПОТЕЗ САМОЗБУДЖЕННЯ АВТОНОМНИХ АСИНХПОННИХ ГЕНЕРАТОРІВ

В статті розглянуті сучасні гіпотези самозбудження автономних асинхронних генераторів. Існують три основні гіпотези самозбудження − збудження аналогічне збудженню генератора постійного струму за рахунок остаточного магнетизму у роторі, параметричний резонанс у електричному колі без наявного джерела електрорушійної сили, а також автоколивальний процес у системі «ємність − асинхронний генератор». Недоліком всіх гіпотез є відсутність експериментального підтвердження.

Markov V.S.

OVERVIEW AND ANALYSIS OF MODERN HYPOTHESES OF ASYNCHRONOUS GENERATORS SELF-EXCITATION

In the article modern hypotheses of asynchronous generators self-excitation have been considered. There three hypotheses are excitement like direct-current generators due to the residual magnetic flux, a parametric resonance in a circuit without an obvious source of electromotive force, auto-oscillations in the system “capacitance – asynchronous generator”.

Disadvantage of all hypotheses is the lack of experimental verification.

«ИНТЕГРИРОВАННЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И ЭНЕРГОСБЕРЕЖЕНИЕ»

Ежеквартальный научно-практический журнал

Редколлегией к опубликованию принимаются статьи по следующим научным направлениям:

- ✓ *энергетика и энергосбережение; энерготехнология энергоемких отраслей промышленности; нетрадиционная энергетика; ресурсосбережение; энергетика и окружающая среда;*
- ✓ *теплоиспользующие установки; моделирование процессов промышленного оборудования; процессы и аппараты различных отраслей промышленности (химической, пищевой, мед. оборудования и проч.);*
- ✓ *применение ЭВМ в технологических процессах; автоматизированные системы управления и обработки информации;*
- ✓ *тепло- и массообменные процессы и оборудование специальной техники; тепловые процессы и криогенное оборудование медицинского назначения;*
- ✓ *электроэнергетика; оборудование электростанций и передача электроэнергии;*
- ✓ *экономические аспекты энергетики и промышленной экологии; коммерческий инжиниринг, реинжиниринг и технологический менеджмент,*

а также другим направлениям, на стыке различных отраслей знаний.

Материалы к опубликованию в каждый последующий номер принимаются до 20 числа последнего месяца предыдущего квартала. Рукописи авторам не возвращаются.

Материал должен быть подготовлен на IBM-совместимом компьютере и распечатан в 2-х экземплярах. К материалам должен прилагаться диск CD–R или CD–RW со статьей, набранной в редакторе текстов **MS Word for Windows версий 97, XP, 2000 или 2003.**

К статье необходимо приложить экспертное заключение о возможности опубликования материалов в открытой печати и рецензию доктора наук по профилю подаваемой статьи.

ТРЕБОВАНИЯ К ОФОРМЛЕНИЮ СТАТЬИ:

Размер бумаги А4 (210×297 мм); левое и правое поля – 25 мм, верхнее и нижнее – 30 мм; рекомендуемый шрифт Times New Roman Cyr; размер шрифта – 12; межстрочный интервал – 1.

ПОРЯДОК РАЗМЕЩЕНИЯ МАТЕРИАЛА:

- непосредственно под верхней границей слева БОЛЬШИМИ БУКВАМИ печатается УДК статьи;
- пропустив одну строку, по центру печатаются инициалы и фамилии авторов;
- пропустив одну строку, по центру полужирным шрифтом **БОЛЬШИМИ БУКВАМИ** печатается название статьи;
- пропускается одна строка и с абзаца (1,25 см) печатается основной текст, отформатированный по ширине страницы;
- перед и после формул и уравнений должно быть расстояние в одну пустую строку до текста с интервалом 1;
- формулы и уравнения должны быть выровнены по центру;
- номера формул и уравнений выровнены по правому краю;
- размер шрифта формул и уравнений для основного текста – 12 пт.;
- рисунки, схемы и графики должны быть выполнены в черно-белом изображении;
- пропустив одну строку, следует список литературы, оформленный в соответствие с требованиями ДСТУ;
- в конце статьи на украинском (русском – для статьи на украинском языке), русском и английском языках должны быть напечатаны УДК, авторы, название и аннотация.

РЕДКОЛЛЕГИИ

Украина, 61002,
Харьков-2, ул. Фрунзе, 21,
НТУ «ХПИ», редколлегия журнала
«Интегрированные технологии и энергосбережение»,
секретарю редколлегии Горбунову К.А.
Тел. (057) 707-69-58.
(057) 707-61-99
Email: gor.kona2016@gmail.com

СТАТЬИ, ОФОРМЛЕННЫЕ НЕ В СООТВЕТСТВИИ С ПРАВИЛАМИ, РЕДКОЛЛЕГИЕЙ НЕ РАССМАТРИВАЮТСЯ

НА ЖУРНАЛ ОТКРЫТА ПОДПИСКА В ПОЧТОВЫХ ОТДЕЛЕНИЯХ УКРАИНЫ

Наукове видання

Щоквартальний науково-практичний журнал

ІНТЕГРОВАНІ ТЕХНОЛОГІЇ ТА ЕНЕРГОЗБЕРЕЖЕННЯ

1'2017

Технічний редактор *К. О. Горбунов*

Свідоцтво Державного комітету інформаційної політики, телебачення
та радіомовлення України: Серія КВ № 5212 від 18.06.2001 р.

Підп. до друку 13.04.2017 р. Формат 60 × 84 1/8. Папір офсетний.
Riso-друк. Гарнітура Таймс. Ум. друк. арк. 5,2. Наклад 300 пр. 1-й з-д 1–60.
Зам. № 55. Ціна договірна.

Видавець і виготовлювач
Видавничий центр НТУ «ХПІ»,
вул. Кирпичова, 2, м. Харків-2, 61002.

Свідоцтво суб'єкта видавничої справи ДК № 3657 від 24.12.2009 р.