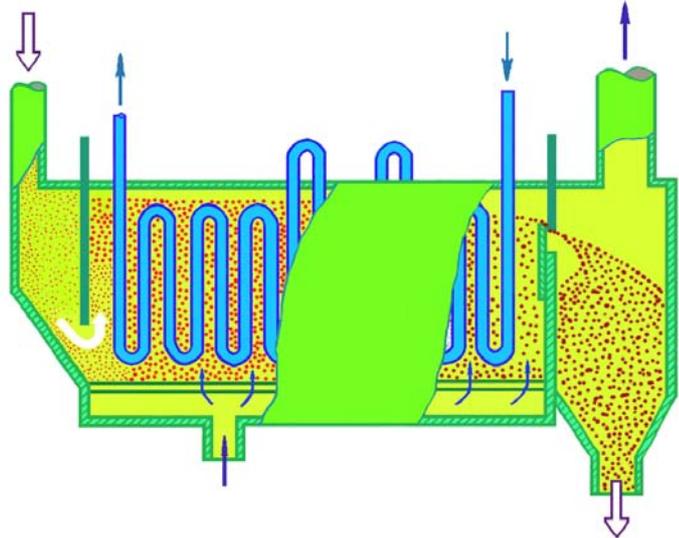


С.И. Дворецкий, В.Н. Королев, С.А. Нагорнов, В.П. Таров

ТЕХНИКА И ТЕХНОЛОГИИ ПСЕВДООЖИЖЕНИЯ: ПРОЦЕССЫ ТЕРМООБРАБОТКИ И ВУЛКАНИЗАЦИИ



МОСКВА
"ИЗДАТЕЛЬСТВО МАШИНОСТРОЕНИЕ-1"
2006

С.И. Дворецкий, В.Н. Королев, С.А. Нагорнов, В.П. Таров

ТЕХНИКА И ТЕХНОЛОГИИ ПСЕВДООЖИЖЕНИЯ: ПРОЦЕССЫ ТЕРМООБРАБОТКИ И ВУЛКАНИЗАЦИИ

МОСКВА
«ИЗДАТЕЛЬСТВО МАШИНОСТРОЕНИЕ-1»
2006

УДК 678.028:66.096.5
ББК Л114.4
Т381

Рецензенты:

Заведующий кафедрой РХТУ им. Д.И. Менделеева
доктор технических наук, профессор
А.Ф. Егоров

Заведующий кафедрой Пензенской ГСХА
доктор технических наук, профессор
А.П. Уханов

Т381 Техника и технологии псевдоожигения: процессы термообработки и вулканизации / С.И. Дворецкий, В.Н. Королев, С.А. Нагорнов, В.П. Таров. М.: «Издательство Машиностроение-1», 2006. 232 с.

Показано развитие научных достижений в области термической обработки длинномерных металлических изделий, вулканизации экструдированных монолитных и полых профилей, рукавных и штучных резиновых изделий.

Рассмотрены энергоресурсосберегающие технологии термообработки различных заготовок в псевдоожигенном и виброгравитационном циркуляционном слое; приведены варианты их аппаратурного оформления, методики расчета процессов термообработки изделий в этих средах.

Предназначена для научных работников, специализирующихся в области разработки, проектирования и эксплуа-

тации техники и технологий псевдооживления, а также инженеров, аспирантов и студентов, изучающих и разрабатывающих оборудование для осуществления процессов переноса тепла и массы в аппаратах с псевдооживленным и виброгравитационным циркуляционным слоем.

УДК 678.028:66.096.5

ББК Л114.4

ISBN 5-94275-311-3
(978-5-94275-311-5)

© Дворецкий С.И., Королев В.Н.,
Нагорнов С.А., Таров В.П., 2006
© «Издательство Машиностроение-1»,
2006

Научное издание

ДВОРЕЦКИЙ Станислав Иванович
КОРОЛЕВ Владимир Николаевич НАГОРНОВ Станислав Александрович
ТАРОВ Владимир Петрович

**ТЕХНИКА И ТЕХНОЛОГИИ
ПСЕВДООЖИЖЕНИЯ:
ПРОЦЕССЫ ТЕРМООБРАБОТКИ И ВУЛКАНИЗАЦИИ**

Монография

Редактор З.Г. Чернова
Компьютерное макетирование Е.В. Кораблевой

Подписано в печать 17.11.2006
Формат 60 × 84/16. Бумага офсетная. Гарнитура Times New Roman.
13,8 уч.-изд. л. Тираж 400 экз. Заказ № 641

«Издательство Машиностроение-1»
107076, Москва, Стромьинский пер., 4

Подготовлено к печати и отпечатано в Издательско-полиграфическом центре
Тамбовского государственного технического университета
392000, Тамбов, Советская, 106, к. 14

1. ТЕРМИЧЕСКАЯ ОБРАБОТКА В ПСЕВДООЖИЖЕННОМ СЛОЕ

Термическая обработка является наиболее ответственной и важной операцией в технологическом процессе изготовления многих изделий: только при ее использовании можно добиться высоких механических свойств стали, обеспечивающих нормальную работу деталей машин и инструмента, что в конечном итоге позволяет существенным образом снизить массу конструкций, повысить их надежность и долговечность.

Известно [2 – 4], что в металлах и сплавах при термической обработке могут протекать различные процессы, обуславливающие изменение как микроструктуры в целом (морфологии и числа фаз, размера зерен и т.п.), так и картины распределения дефектов атомно-кристаллической природы. Эти изменения протекают в направлении установления равновесного состояния металлической системы в соответствии с положениями статистической термодинамики и физической кинетики.

Для того чтобы металлы и сплавы в процессе термообработки могли приобрести комплекс необходимых механических, химических или физических свойств, требуется создание соответствующих методов управления структурой, трансформирующейся в нужном направлении при помощи теплового воздействия.

Согласно классификации комиссии по стандартизации термическая обработка подразделяется на собственно термическую, химико-термическую и термомеханическую. В целом термическая обработка представлена более чем 400 технологическими операциями. Значительное количество изделий (около 25 %), подвергаемых термообработке, составляют длинномерные: различные валы, штоки, шпиндели, протяжки, болты и другие [5].

В настоящей работе рассмотрены вопросы применения вышеуказанных сред только для собственно термической обработки: отжига первого и второго рода, закалки с полиморфным превращением, закалки без полиморфного превращения, отпуска и старения. Собственно термическая обработка состоит только из теплового воздействия на металл или сплав. При этом закалку и отпуск будем рассматривать вместе, поскольку в практике они обычно взаимосвязаны (при закалке и при отпуске получаются сплавы в неравновесном состоянии).

Закалку можно представить как охлаждение предварительно нагретого изделия в закалочной среде. Среди факторов, влияющих на качество термообработки, основным является обеспечение заданного по технологии темпа охлаждения изделий в определенном интервале температур.

Напомним известные обозначения критических точек [2]. Нижняя точка A_1 соответствует температуре превращения аустенит \leftrightarrow перлит. Верхняя критическая точка A_3 соответствует началу выделения и концу растворения феррита в доэвтектоидной, а также цементита (вторичного) в заэвтектоидной стали. Для отличия критических точек при нагреве и охлаждении рядом с буквой «А» ставят в первом случае «С», во втором – «r». Температура превращения перлита в аустенит обозначается A_{C_1} , аустенита в перлит A_{r_1} , конец растворения феррита в аустенит обозначается A_{C_3} , а температура начала выделения феррита из аустенита A_{r_3} . Аналогичные обозначения используют при окончании растворения вторичного цементита в аустените – A_{C_3} , и при начале выделения вторичного цементита из аустенита – A_{r_3} .

Обычно температура нагрева под закалку углеродистой стали выбирается на 20...40 °С выше точки A_3 для доэвтектоидной и на 30...50 °С выше точки A_1 для заэвтектоидной стали. Для легированной стали температура нагрева может быть выше точки A_3 на 50...150 °С [2... 4].

Температура нагрева под закалку определяется скоростью нагрева: чем выше скорость, тем выше должна быть температура и меньше выдержка при ней. В этом случае зерна аустенита могут оказаться более мелкими, чем при медленном нагреве, из-за увеличивающейся скорости образования зародышей аустенита и недостаточного времени для их роста. Эта задача также напрямую связана с выбором наиболее эффективной теплопередающей среды, в которой происходит нагрев стали или сплава.

1.1. СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ СУЩЕСТВУЮЩИХ ЗАКАЛОЧНЫХ СРЕД

Правильный выбор наиболее ответственного этапа термической обработки этих деталей – способа их охлаждения с целью получения в большинстве случаев мартенситной структуры – является одним из определяющих факторов получения высококачественных изделий. При этом результаты закалки непосредственно связаны со скоростью охлаждения, которая зависит, прежде всего, от интенсивности теплообмена поверхности детали с закалочной средой. Так, закалка на мартенсит возможна лишь тогда, когда скорость охлаждения превосходит критическую скорость закалки. В то же время закалку стремятся провести при наименьшей допустимой скорости охлаждения, чтобы избежать коробления деталей. Например [2], для низкоуглеродистых малолегированных сталей скорость охлаждения должна быть достаточной, чтобы не допустить выделения феррита и перлита. В случае сталей с ускоренным перлитным превращением необходимо ускоренное охлаждение в перлитной области, а для сталей с ускоренным бейнитовым превращением – в бейнитной. В интервале мартенситного превращения (ниже 300 °С) следует стремиться к низкой скорости охлаждения. Как известно [2],

процесс охлаждения стальных изделий состоит из трех стадий:

1. *Замедленное охлаждение.* Сначала образуется тонкая пленка перегретого пара, которая из-за плохой проводимости теплового потока снижает скорость охлаждения. Указанная пленка довольно прочно удерживается на поверхности термообрабатываемого изделия.

2. *Ускоренное охлаждение* вследствие разрыва паровой пленки (охлаждение парообразованием). Такая картина наблюдается, если количество теплоты, отнимаемое закалочной средой, больше количества теплоты, излучаемой нагретым изделием. При этом паровая пленка разрывается, и дальнейшее охлаждение происходит за счет парообразования на поверхности изделия. Вследствие того, что на процесс парообразования расходуются существенное количество теплоты, поверхность изделия охлаждается весьма интенсивно и наблюдается резкое падение ее температуры.

3. *Медленное охлаждение.* При достижении поверхностью изделия температуры кипения закалочной среды охлаждение протекает только вследствие теплоотдачи и поэтому резко замедляется.

Оптимальные закалочные среды должны обеспечивать высокую скорость охлаждения в области наименьшей устойчивости аустенита (923...823 К), чтобы предупредить выделение феррита, перлита и в ряде случаев бейнита. В области температур мартенситного превращения (573...473 К) – низкую, чтобы предотвратить образование повышенных внутренних напряжений, вызывающих деформацию закаливаемых изделий и образование трещин.

В настоящее время закалочных сред, полностью отвечающих вышеуказанным требованиям, нет [2], поэтому поиск новых охлаждающих сред является весьма актуальной задачей. Как правило, в практике термообработки для углеродистых и малолегированных сталей используют воду, а для легированных – масло.

Иногда в качестве закалочной среды используют воду, водные растворы, различные масла, расплавленные соли или металлы и в редких случаях – воздух. Проведем сравнительный анализ существующих закалочных сред.

Самой распространенной и удобной для практического использования из числа закалочных сред является вода. Выбор ее объясняется как широким распространением в природе, так и устойчивостью химического состава при нагреве и охлаждении. Основными недостатками воды, как охлаждающей среды, являются существенная зависимость охлаждающей способности воды от температуры, неравномерность по поверхности изделия и образование паровой оболочки, которая очень устойчива в отверстиях, канавках и ребрах закаливаемых деталей. Эта оболочка неравномерна по всей площади детали: ее разрушение приводит к неравномерному охлаждению, пятнистой закалке, образованию остаточных напряжений, короблению и закалочным трещинам [6, 7].

С повышением температуры воды ее охлаждающая способность ухудшается в верхнем интервале температур (700...500 °С), но остается неизменной в мартенситной области (350...100 °С). На результат закалки влияет скорость перемещения изделия в воде и направление его движения. Твердость закаленных образцов на передней поверхности больше, чем на боковых, и тем более на задней поверхности (на несколько единиц HRC). Это обусловлено различной интенсивностью теплопереноса, вызванной разрывом пленки пара. Поэтому для обеспечения удовлетворительного процесса охлаждения изделий в воде нужно правильно погружать их в закалочный бак.

Охлаждающую способность воды при температуре 650...400 °С можно варьировать путем введения в воду различных добавок.

Наиболее часто для закалки применяются растворы поваренной соли. Влияние соли на изменение охлаждающей способности воды сказывается косвенно: путем воздействия на устойчивость паровой пленки и изменением температурных границ пузырькового кипения. Устранение паровой пленки повышает равномерность охлаждения и во многих случаях сокращает суммарные растягивающие напряжения, приводящие к образованию закалочных трещин. Вместо соли используют также соду, сернокислый натрий, хлористый кальций и другие. Добавка соли в воду несколько снижает зависимость ее охлаждающей способности от температуры и приводит к уменьшению высоких скоростей охлаждения. Однако из-за повышенной вязкости раствора соли в воде небольшого подогрева достаточно для повышения неравномерности охлаждения изделия в закалочной среде.

Иногда для закалки используют водные растворы едкого натрия. Охлаждение в растворах щелочи происходит гораздо медленнее, чем в воде. Основные недостатки такой закалочной среды – высокая химическая агрессивность, требующая при работе с ней соблюдения мер предосторожности и применения вентиляции для отсоса паров. Необходим систематический контроль среды и своевременная ее замена, поскольку происходит изменение состава среды вследствие поглощения водными растворами углекислоты из воздуха, а также взаимодействия раствора с поверхностью термообрабатываемого изделия.

Наименьшее распространение получило охлаждение изделий в растворах кислот вследствие их повышенной агрессивности и вредности паров. Серная кислота представляет лишь теоретический интерес, поскольку ее охлаждающая способность близка к идеальной закалочной среде.

Добавка в воду глицерина повышает ее вязкость и температуру кипения, но снижает охлаждающую способность такой закалочной среды. При этом требуется контроль состава и наличие вытяжной вентиляции вследствие вредности паров акролеина, выделяющегося при нагреве растворов глицерина.

Изменением концентрации растворов жидкого стекла можно в области высоких температур изменять скорость охлаждения в довольно широких пределах. Однако на поверхности термообрабатываемого изделия образуется силикатная корка. При протягивании конвейера через бак с растворами силиката натрия наблюдается повышенное трение в звеньях и увеличение их износа. Растворы имеют пониженную стабильность. В процессе

эксплуатации эти растворы должны систематически контролироваться ареометром и пробными закалками образцов с последующим контролем их твердости по сечению. В силу неравномерности закалки и с учетом вышесказанного, эти среды нашли ограниченное применение.

Из металлов в качестве закалочной среды наибольшее распространение получил жидкий свинец (в старину применяли олово и сплавы его со свинцом и цинком). Свинцовые ванны обычно выполнялись в виде тигельных печей, отапливаемых мазутом или используемых электрический нагрев. В целях предохранения от окисления зеркало свинцовой ванны покрывалось древесным углем, а образующиеся окислы периодически собирались и удалялись с поверхности ванны. Скорость охлаждения в нагретой до 350 °С свинцовой среде выше скорости охлаждения в масле. Свинцовые среды, обладая высокой теплопроводностью, применялись для ступенчатой и изотермической закалки. Они считались незаменимыми при патентовании.

Существенным недостатком свинцовых закалочных сред является выделение вредных паров, для удаления которых требуется использование вытяжных зонтов. Поэтому с середины прошлого века свинец стали заменять расплавами солей и щелочей. Поскольку щелочи и соли не кипят при закалке в них изделий, то процесс охлаждения в них принципиально не отличается от охлаждения в жидких металлах. Только селитры в процессе закалки перегреваются, что приводит к частичной их диссоциации, сопровождающейся тепловым эффектом, который не оказывает сильного влияния на процесс охлаждения.

Применяются также сода, поваренная соль, фосфорнокислый натрий. Опробованы и естественные минералы: карналлит и сильвинит. Теплопроводность солей и щелочей низкая – составляет всего около 1 % от теплопроводности металлов, при этом их теплоемкость несколько выше.

Расплавленные селитры изменяют свою охлаждающую способность в процессе работы вследствие испарения (выкипания) воды и неудовлетворительной циркуляции солей в ванне. Нужен систематический контроль уровня селитры в ванне.

В области мартенситного превращения скорость охлаждения водных сред мало изменяется, поскольку интенсивность теплообмена не уменьшается.

Несмотря на целый ряд недостатков (повышенная огнеопасность, дымление, опасность возникновения пожаров, необходимость установки дорогостоящих вентиляционных систем, стенда для промывки и очистки деталей от остатков масла, высокая стоимость, плохая стабильность и относительно низкая охлаждающая способность) масла в качестве закалочной среды широко распространены – они занимают второе место после воды и водных растворов. Это обусловлено характером охлаждения, обеспечивающим резкое снижение образования трещин и закалочной деформации. В отличие от воды, масла характеризуются окисляемостью и летучестью (определяющими их долговечность, т.е. способность сохранять охлаждающую способность длительное время), температурой вспышки, определенной вязкостью и др. В процессе эксплуатации основные физико-химические свойства масел резко меняются и при длительной работе они становятся совершенно непригодными для использования в качестве закалочной среды. Процесс разложения масел приводит к ухудшению закаливаемости и повышает пригораемость. Поэтому в процессе закалки требуется систематически отбирать пробы масел для контроля их охлаждающей способности, а масла требуется охлаждать в специальных установках.

Минеральные масла представляют собой сложную смесь углеводородов различного строения и содержат в небольших количествах гетероатомные органические соединения, молекулы которых включают атомы азота, серы, кислорода и другие. Поскольку химический состав минеральных масел, используемых при закалке стальных деталей, с течением времени изменяется, что сопровождается резким снижением их охлаждающей способности, то была предпринята попытка сохранить эту способность с помощью специальных присадок. Основой научно обоснованного выбора и создания таких присадок является знание процессов окисления масел в процессе эксплуатации и особенностей действия антиоксидантов в этих условиях. Для повышения качества минеральных масел нами разработаны специальные присадки [8–12], повышающие качество нефтепродуктов, включая и масла.

Спектральный анализ проб масел из закалочной ванны показал, что химические превращения в минеральном масле в процессе закалки, в первую очередь, связаны с образованием соединений с двойными, преимущественно сопряженными связями (предположительно неароматические непредельные соединения с пяти-, шестичленными циклами). Кроме этого, под действием высоких температур и каталитического воздействия, масла, по-видимому, претерпевают различные окислительные превращения. В результате протекания окислительных процессов в масле образуются разнообразные кислородсодержащие соединения, что приводит к существенным изменениям его исходных свойств, в том числе антикоррозионных.

Окисляемость закалочных масел определяется их химическим составом, зависит от количества кислорода (площадь соприкосновения поверхности масла с воздухом), температуры, времени работы, присутствия катализаторов.

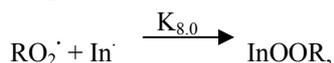
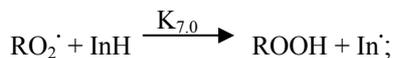
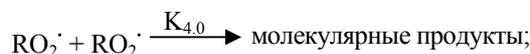
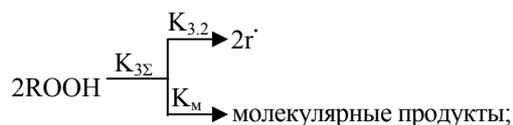
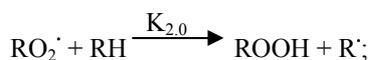
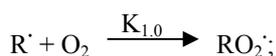
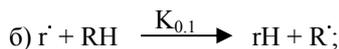
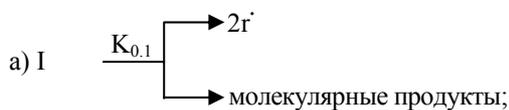
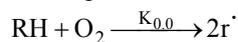
Среди углеводородов, как правило, входящих в состав минеральных масел, наименее подвержены окислению ароматические углеводороды. В большей степени склонны к окислению нафтеновые углеводороды, содержащие двойные связи. В процессе окисления кислород внедряется в первую очередь в боковые цепи и лишь затем в ядро. В результате образуются продукты окисления – оксикислоты, карбены, карбоиды, асфальтены и др.

К настоящему времени накоплен большой экспериментальный и теоретический материал по окислению индивидуальных углеводородов различных классов и их смесей [12]. В основе представлений о механизме

жидкофазного окисления углеводородов заложена теория разветвленных цепных реакций, экспериментально подтвержденная для индивидуальных углеводородов и их смесей. Согласно этой теории, общая схема окисления углеводородов включает следующие основные стадии:

- возбуждение молекул и зарождение цепи (образование первичных свободных пероксирадикалов);
- продолжение цепи пероксирадикалов и образование промежуточного гидропероксида;
- разветвление цепи (распад гидропероксида на свободные радикалы);
- обрыв цепи (рекомбинация радикалов).

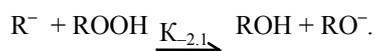
Общепринятая схема начальных стадий окисления индивидуальных углеводородов приведена ниже:



где r^{\cdot} – свободные радикалы любой структуры, отличной от R^{\cdot} и RO_2^{\cdot} – радикалов исходных углеводородов; I – инициатор реакции; InH – ингибитор окисления.

Неоднородный состав масел, наличие в них гетероциклических соединений, увеличение в процессе работы количества соединений с двойными сопряженными связями определяют сложное поведение во времени скорости окисления. Закономерности окисления масел и индивидуальных углеводородов заметно отличаются. На неглубоких стадиях окисления эти особенности, в основном, определяются действием «природных» ингибиторов (гетероциклических соединений, замедляющих окисление и попадающих в масло в процессе переработки нефти).

Для нефтепродуктов, в составе которых присутствуют углеводороды с двойными связями, установлено существование реакций с участием гидропероксидов ROOH и алкильных радикалов, которые оказывают сильное влияние на процесс окисления, но не учтены в общепринятой схеме. По-видимому, такими реакциями являются реакции индуцированного распада гидропероксидов ROOH под действием алкильных радикалов R^{\cdot} :

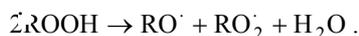
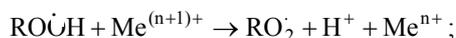


Обычно это интенсивно протекающие реакции с довольно высокими константами скоростей $K_{1,16}$ и $K_{1,17}$, что обеспечивает высокую скорость их протекания, несмотря на низкую концентрацию алкильных радикалов в системе.

Тормозит мощное поглощение кислорода окисляющимся маслом совместное действие нескольких факторов. На начальной стадии окисления главный из этих факторов – наличие «природного» ингибитора. По мере его расходования включается другой механизм самоторможения процесса: значительная доля алкильных радикалов взаимодействует с гидропероксидами вместо того, чтобы реагировать с кислородом. Многократно регенерирующиеся при этом гидропероксидные радикалы вступают в различные реакции, в том числе взаимодейст-

вуют с другими кислородсодержащими соединениями с образованием полифункциональных соединений. Последние под действием алкильных и пероксидных радикалов вступают в реакции конденсации и полимеризации с образованием высокомолекулярных соединений, из которых затем формируются осадки.

Скорость окисления закалочных масел существенно возрастает вследствие непрерывного контакта с металлом: стенками ванны, охлаждаемыми деталями, оксидами и солями металлов, находящимися в самих маслах в виде тонкодисперсной взвеси. Каталитическую активность, в основном, проявляют металлы переменной валентности – железо, медь, хром, а также цинк. Действие металлических катализаторов проявляется в дополнительном генерировании перекисных радикалов при взаимодействии металла с гидроперекисями по схеме:



Переход металлического катализатора в состояние низшей валентности может происходить и при его взаимодействии с образующимися при окислении альдегидами, спиртами и кетонами. Энергия активации взаимодействия гидроперекисей с металлическим катализатором во много раз меньше энергии активации термического распада гидроперекисей, вследствие чего реакции с участием металлов протекают с высокими скоростями.

Исходя из вышеперечисленного, можно предположить, что контакт с металлом приводит к большей дестабилизации непредельных углеводородов, ускоряя расходование гидропероксидов по реакциям, аналогичным процессу их индуцированного распада.

Для замедления или предотвращения окисления углеводородов необходимо ввести в реакцию среду такие соединения (ингибиторы окисления, антиокислительные присадки), которые могли бы прерывать цепи окисления путем взаимодействия с образующимися радикалами $\text{R}\cdot$ и $\text{RO}_2\cdot$ или с гидропероксидами. Для снижения каталитического действия металлов на процесс окисления используют специальные добавки – деактиваторы металлов, роль которых заключается в образовании комплексов, прочно связывающих металл с гетероатомами, входящими в состав молекулы присадки. В этом случае он надежно экранирован и не способен катализировать реакцию окисления.

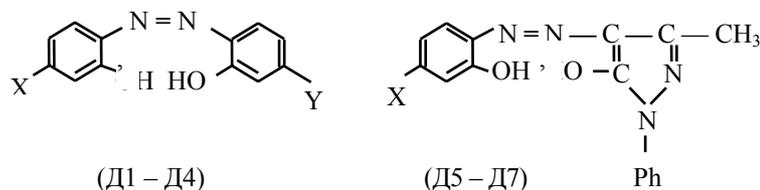
Нами предложено [8 – 10] использовать в качестве полифункциональных присадок о, о'-дигидроксиазосоединения, которые способны образовывать прочные хелатные комплексы с ионами металлов переменной валентности. Молекула соединения располагает, по крайней мере, одним ароматическим фрагментом, развитой системой сопряжения. Механизм действия соединений этого типа можно выразить уравнением:



При этом атомы кислорода связываются с ионом металла ионной связью, а атомы азота – координационной. Введение в молекулу заместителей электронодонорного типа должно повышать противоокислительную эффективность присадки.

Возможность применения этих азопроизводных в качестве полифункциональных присадок подтверждена экспериментально. Стабилизирующую эффективность присадок определяли специальным квалификационным методом, имитирующим окисление нефтепродуктов, по изменению в ходе эксперимента таких его показателей качества, как содержание фактических смол, кислотность, оптическая плотность, количество образующегося осадка.

Строение изучаемых соединений представлено ниже:



где X, Y – заместители (табл. 1.1).

1.1. О,о'-дигидроксиазосоединения, исследованные в качестве деактиваторов металлов в среде нефтяных углеводородов

Ингибитор	X	Y	Ингибитор	X	Y
Д1	H	5'-NHCOOH	Д5	H	–

Д2	Н	4'-ОН	Д6	NO ₂	–
Д3	С1	5'-NHCOOH	Д7	С1	–
Д4	С1	4'-ОН			

Концентрации присадок составляли 10 и 20 мг/л за исключением соединений Д6, для которых содержание 20 мг/л не может быть достигнуто из-за малой растворимости их в масле, т.е. использована концентрация насыщения. В исходном масле и масле, содержащем присадки, до проведения испытания определяли основные показатели качества. Введение присадок Д1...Д7 не привело к изменению основных показателей качества (зольность, вязкость, кислотное и щелочное число и др.). Стабильность против окисления в соответствии с ГОСТ 20799–88 «Масла индустриальные. Технические условия» определяли по методике ГОСТ 18136–72 «Масла. Метод определения стабильности против окисления в универсальном приборе». Метод заключался в окислении испытуемого масла воздухом в присутствии катализатора при заданной температуре в заданный промежуток времени и в определении разности значений показателей масла до и после окисления.

Стабильность масла характеризовали приращением кислотного числа и приращением смол (в соответствии с ГОСТ 20799–88). Стабильность индустриального масла против окисления определяли по ГОСТ 18136–72 при следующих условиях: температура $100 \pm 0,5$ °С, время испытания 40 ч, скорость подачи воздуха 5 дм³/ч, катализатор – медь марки МО по ГОСТ 859–78.

Определение смол производилось методом адсорбции смол на силикагеле по ГОСТ 20799–88 (п. 3), определение кислотного числа – путем потенциометрического титрования по ГОСТ 5985–79 «Нефтепродукты. Метод определения кислотности и кислотного числа».

Анализ образцов индустриального масла после проведения испытания показал, что исследуемые присадки повышают его стабильность против окисления. Приращение кислотного числа и смол в образцах масла с присадками по окончании эксперимента значительно ниже, чем в контролируемом образце (без добавок). Комплексобразующая часть молекулы одинакова для всех присадок, однако приращение смол в различных образцах масла заметно отличается и зависит от строения соединения.

Экспериментально установлено, что наибольшую стабилизирующую эффективность проявляют вещества Д2 и Д4, структура которых наиболее полно отвечает требованиям, предъявляемым к стабилизирующим присадкам [10]. Высокая эффективность этих соединений обусловлена наличием двух ароматических фрагментов, способствующих образованию хелатного комплекса с пероксидными радикалами, а наличие электронодонорной гидроксигруппы поляризует связь In–Н и уменьшает ее прочность, что способствует увеличению скорости реакций. Увеличение стабилизирующего эффекта можно объяснить и исходя из механизма действия изучаемых соединений как деактиваторов металлов. Присутствие в молекуле присадки электронодонорной гидроксигруппы, обладающей значительным положительным мезомерным эффектом, увеличивает электронную плотность на атомах азота, что способствует ускорению реакции комплексообразования и увеличивает деактивирующий эффект присадок.

Эти соединения не только более активно реагируют с ионами металлов и пероксидными радикалами, но и могут проявлять свойства антиокислителей как в исходном состоянии, так и в виде металлического комплекса, когда две из трех ОН-групп связаны с ионом металла.

Увеличение концентрации присадки в два раза уменьшает содержание фактических смол незначительно, различие в стабилизирующем действии между протонированной и непротонированной формами невелико. Кислотность характеризует содержание нафтеновых кислот, образующихся в результате окисления масла. Приращение этого показателя ниже в случае добавления присадок, в состав молекул которых входит атом хлора и гидроксигруппа. Эффективность незамещенных соединений и содержащих нитрогруппу невелика.

Проведенные исследования выявили, что, во-первых, введение о, о'-дигидроксиазосоединений приводит к повышению стабильности масел к окислению. Во-вторых, стабилизирующие свойства присадок зависят от структуры их молекул. Повышению эффективности присадок способствует наличие в них электронодонорных групп. В-третьих, по механизму действия исследованные соединения можно отнести к классу присадок – деактиваторов металлов.

Однако снижения негативных последствий использования масел в качестве закалочных сред на окружающую среду после введения в них наших присадок достичь не удалось. Нефтепродукты могут легко проникать в организм даже через неповрежденную кожу. Углеводороды растворяются в жирах и жироподобных веществах, покрывающих кожу. Пары нефтепродуктов попадают в организм человека через органы дыхания с воздухом. Этот путь отравления нефтепродуктами наиболее опасен, так как пары легко проходят через альвеолы легких и всасываются в кровь [12].

Отмеченные недостатки, а также ограниченный срок годности масла, изменение его состава в процессе эксплуатации и неуклонный рост цен на нефтепродукты, отмечаемый в последние годы, – все это вызывает необходимость замены минерального масла на более экономичные и менее опасные (с точки зрения экологии) охлаждающие среды. Во второй половине XX столетия в практику термической обработки металлических изделий внедряются псевдооживленные среды частиц мелкозернистого твердого материала [13–17], псевдооживляемые воздухом. Использование псевдооживленного слоя в качестве греющей и закалочной среды позволяет сократить время нагрева изделий под закалку, повысить качество термообработки за счет снижения образования окалины обезуглероживания в сочетании с экологической чистотой процесса.

Это обусловлено практической изотермичностью псевдооживленной среды в объеме заполненной ванны и интенсивностью теплообмена с термообрабатываемыми изделиями. Процесс нагрева изделий в псевдооживленном слое происходит более равномерно, что особенно важно, например, для деталей сложной конфигурации.

Инертный дисперсный теплоноситель химически не взаимодействует с металлом и в отличие от обработки в расплавах поверхность изделия, термообработанного в псевдооживленной среде, не требует очистки или отмывки.

Однако известные способы нагрева или охлаждения в псевдооживленных средах имеют серьезные недостатки [17].

При закалке длинномерные изделия рекомендуется погружать в охлаждающую среду вертикально, так как при горизонтальном погружении их сильнее ведет [3]. При этом теплоотдача по высоте поверхности погруженного в псевдооживленную среду длинномерного изделия происходит неравномерно [18–21], что в конечном итоге приводит к неравномерной по высоте изделия скорости закалки, ухудшающей качество термообрабатываемых изделий.

По поверхности горизонтально погруженных в псевдооживленный слой длинномерных изделий теплообмен также происходит неравномерно, поскольку под изделием имеется газовая полость, практически лишенная частиц теплоносителя, а на верхней части – «шапка» неподвижно лежащих частиц [1, 22].

Влияние скорости охлаждения на результаты закалки сводится к тому, при каких температурах переохлаждения произойдет превращение аустенита. При малых скоростях переохлаждение меньше и образуются сорбит или троостит – происходит умеренная закалка. При больших скоростях переохлаждение больше и образуется мартенсит либо с некоторым количеством троостита, либо совсем без него – происходит сильная закалка. Существующие способы закалки в псевдооживленном слое не позволяют обеспечить высокую скорость охлаждения, сравнимую со скоростью охлаждения в масле. Вследствие этих недостатков широкого распространения в практику термической обработки металлов и сплавов метод псевдооживления пока не получил.

Комплексные исследования, проведенные в псевдооживленном слое с погруженными в него телами различной конфигурации и размеров [1], позволили выявить основные пути повышения эффективности использования мелкозернистого теплоносителя в качестве теплообменной среды. Рассмотрим некоторые варианты использования разработанных методов управления гидродинамикой псевдооживленного слоя с целью достижения требуемых скоростей нагрева и охлаждения изделий при высоком качестве их термообработки.

1.2. ГИДРОДИНАМИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ ТЕРМООБРАБОТКИ ИЗДЕЛИЙ В ПСЕВДООЖИВЛЕННОМ СЛОЕ

В [1] выявлено, что изменением профиля скорости газа в основании слоя можно добиться некоторой интенсификации внешнего теплообмена для той части поверхности протяженного тела, которая омывается основной областью псевдооживленного слоя. При этом коэффициент теплообмена от изделия к псевдооживленному слою с ростом числа псевдооживления N сначала увеличивается, достигая максимального при $N \sim 3$, а затем начинает снижаться.

Наличие максимального коэффициента внешнего теплообмена в псевдооживленном слое свидетельствует о невозможности дальнейшей интенсификации переноса теплоты не только изменением скорости газа в аппарате $w_{га}$, но и варьированием параметра Π – числа газораспределения [1]. Следовательно, требуется поиск новых научно обоснованных способов усиления теплопереноса в системах, использующих дисперсный материал в качестве промежуточного теплоносителя.

Из предложенного научно обоснованного механизма переноса теплоты [1] и построенной на его базе соответствующей модели следует, что для решения этой проблемы нужно, в первую очередь, увеличить частоту смены фаз в пристенной области (уменьшить время пребывания частиц τ_r) при одновременном уменьшении порозности в пристенной области слоя $\epsilon_{пр}$. Причем, величина локального коэффициента теплообмена α_n принимает максимальное значение при оптимальной гидродинамической обстановке в точке измерения α_n независимо от того, при каких средних (для всего слоя) значениях $w_{га}$ создается этот локальный оптимум [1]. Следует учесть, что для процессов теплообмена наиболее важны такие движения фаз, которые направлены перпендикулярно поверхности теплообмена. При этом возможно достижение эффективных коэффициентов теплообмена, в несколько раз превышающих обычные коэффициенты для используемых размеров частиц d и соответствующей скорости оживающего агента $w_{га}$.

Поэтому создание энергетически эффективных способов интенсификации внешнего теплообмена в псевдооживленных и циркуляционных средах осуществляли на основе принятого механизма этого процесса и выявленных основных факторов, оказывающих наибольшее влияние на коэффициенты обмена. Исходили из внешнего сходства пульсационного переноса теплоты в однофазном турбулентном потоке и в развитом псевдооживленном слое. Несмотря на то, что нет прямого физического подобия между турбулентными пульсациями в турбулентном потоке и флуктуациями гидродинамических параметров в развитом псевдооживленном слое (вследствие разных причин, порождающих пульсационное движение в первом [23, 24] и во втором [25–30] случаях), предполагали, что пути управления интенсивностью процессов переноса теплоты в этих средах в общем случае могут быть аналогичными.

В однофазном потоке турбулентные моли периодически проникают к поверхности теплообмена. В течение периода пребывания у поверхности перенос теплоты осуществляется с помощью одномерных молекулярных механизмов. Затем нагретый моль заменяется новым. Интенсивность процессов переноса теплоты в однофазном турбулентном потоке определяется результатом воздействия турбулентных пульсаций скорости или давления этого потока у теплообменной поверхности на устойчивость вязкого подслоя турбулентного пограничного слоя [23, 31]. Способы интенсификации этих процессов непосредственно связаны с формированием в однофазном турбулентном потоке дополнительной генерации турбулентных пульсаций скорости или давления,

а также с частотой сдвига турбулентных вихрей около теплообменной поверхности. Генерация дополнительных пульсаций скорости и давления к уже имеющимся пульсациям в турбулентном потоке газа вызывает интенсификацию процесса теплоотдачи до 50 % [32]. Это позволяет снизить габаритные размеры и массу теплообменного аппарата в 1,5–2,0 раза при неизменной тепловой мощности и мощности, затрачиваемой на прокачку теплоносителей [33, 34].

В развитом псевдооживленном слое так же, как и в турбулентном потоке, флуктуации гидродинамических параметров (в первую очередь скоростей газа и частиц) обуславливают пульсационный характер процесса переноса теплоты между слоем и погруженным в него телом [29, 35, 36]. По аналогии с однофазным потоком для интенсификации переноса теплоты нужно увеличить частоту смены фаз (частиц и газа), нормально движущихся к поверхности изделия, и снизить порозность в пристенной области. Однако для осуществления этих методов нужны приспособления, которые не только изменяют направления движения фаз слоя в пристенной области, но и сообщают им дополнительные псевдотурбулентные пульсации.

В [1] рассматривали газонепроницаемые вертикальные цилиндры, погруженные в неоднородный псевдооживленный слой. Картина обтекания псевдооживленным слоем полого вертикального цилиндра – отлична от ранее рассмотренного случая. Для газонепроницаемого цилиндра наблюдался рост порозности слоя и скорости газа около его наружной поверхности. Полный вертикальный цилиндр создает условия для интенсивного пневмотранспорта твердой фазы внутри него.

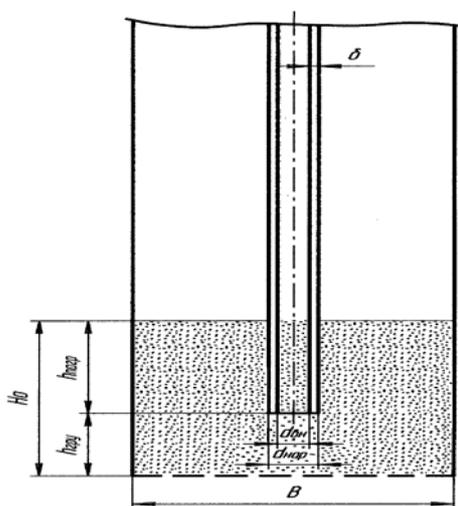
1.2.1. Закономерности пневмотранспорта твердой фазы внутри полого цилиндра, погруженного в псевдооживленную среду

Если полный цилиндр (трубку) опустить в псевдооживленный слой, то высота, на которую поднимается дисперсная среда внутри полого цилиндра, превосходит высоту псевдооживленного слоя в аппарате и зависит от числа псевдооживления, диаметра и формы поверхности частиц слоя, внутреннего и внешнего диаметров полого цилиндра, расстояния его нижнего торца от газораспределительной решетки и высоты насыпного слоя дисперсного материала. Для выяснения влияния вышеперечисленных факторов на высоту поднятия дисперсной среды в полном цилиндре был выполнен комплекс исследований*.

Псевдооживленный слой создавался в аппарате квадратного сечения 100×100 мм. В качестве твердой фазы использовались стеклянные и алундовые частицы сферической формы диаметром 0,68, 0,91, 1,11 мм и частицы корунда произвольной формы поверхности диаметром 0,13, 0,51, 0,91 мм. Ожижающим агентом был воздух. Газораспределительным устройством служила перфорированная решетка с живым сечением

*Исследования проведены В.Ю. Красных.

9,82 % (оптимальное с точки зрения интенсивности процесса внешнего теплообмена и затрат мощности на перемещение теплоносителя [144]). По центру аппарата в двух направляющих зажимах вертикально крепилась стеклянная трубка высотой 1,5 м с нанесенной на ее поверхности миллиметровой шкалой (рис. 1.1). Трубка могла перемещаться по



неподвижный слой

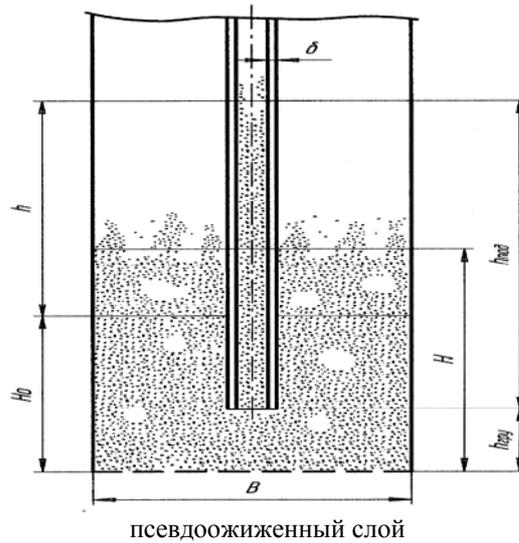


Рис. 1.1. Схема аппарата

высоте слоя, минимальное расстояние между нижним торцом трубки и газораспределительной решеткой было 5 мм. Высота насыпного слоя изменялась от 20 до 150 мм. В опытах использовались трубки внутренним диаметром 1,5, 2,0, 2,5, 3,0, 4,0, 4,5, 6,0, 7,0, 9,0, 10,0, 12,0 и 14,0 мм. Наружный диаметр трубок изменялся за счет втулок из фторопласта, с натягом насаживаемых на наружную поверхность. Толщина стенки $\delta = (d_{\text{нар}} - d_{\text{вн}}) / 2$ изменялась от 1 до 15 мм.

Так как дисперсная среда внутри трубки пульсировала, то за высоту слоя в ней принималось среднеарифметическое значение высот двенадцати всплесков, замеряемых с интервалом в 15 секунд. Было замечено, что с уменьшением внутреннего диаметра трубки размах пульсаций среды ослабевал. При обработке экспериментальных результатов было введено понятие относительной высоты подъема дисперсной среды в трубке $\bar{h} = h / H_0$, где $h = h_{\text{под}} - h_{\text{пог}}$ (рис. 1.1).

На рис. 1.2 приведены величины относительной высоты подъема дисперсного материала в зависимости от числа псевдооживления. Эксперименты показали, что с увеличением N высота подъема дисперсного материала в трубке увеличивается и достигает максимума при определенном числе псевдооживления (N_{max}), зависящим от диаметра и формы поверхности частиц материала.

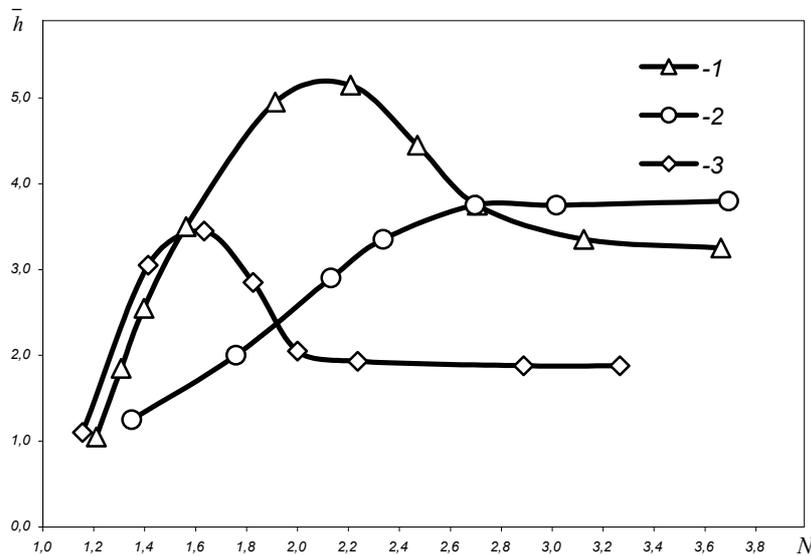


Рис. 1.2. Зависимость относительной высоты подъема дисперсной среды от числа псевдооживления:
 трубка $d_{\text{вн}} = 6$ мм; $\delta = 3$ мм; $H_0 = 100$ мм; $h_{\text{тру}} = 45$ мм; 1, 2 – частицы корунда $d = 0,51$ и $0,13$ мм соответственно; 3 – стеклянные частицы $d = 0,68$ мм

\bar{h}

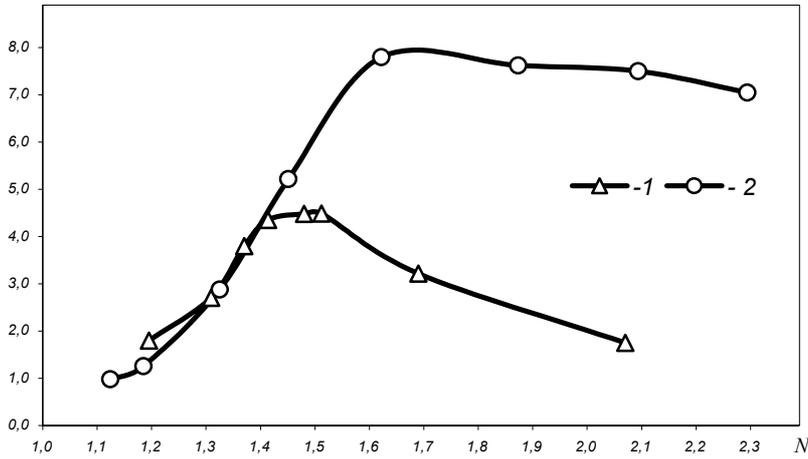


Рис. 1.3. Влияние формы частиц на высоту их подъема: трубка $d_{\text{вн}} = 6$ мм; $\delta = 3$ мм; $H_0 = 100$ мм; $h_{\text{гpy}} = 45$ мм; $d = 0,91$ мм; 1 – сферические частицы; 2 – частицы произвольной формы поверхности

Так, например, для псевдооживленного слоя частиц корунда $d = 0,51$ мм $N_{\text{max}} = 2,2$, $d = 0,13$ мм $N_{\text{max}} = 3,0$, а для стеклянных частиц $d = 0,68$ мм $N_{\text{max}} = 1,6$. С увеличением числа псевдооживления $N > N_{\text{max}}$ высота подъема дисперсного материала в трубке уменьшается и при некотором N высоты псевдооживленного слоя в аппарате и трубке становятся одинаковыми.

Экспериментально установлено, что высота подъема зависит от формы поверхности частиц слоя (рис. 1.3).

В псевдооживленном слое частиц сферической или округлой формы высота поднятия в трубке меньше, чем для слоя частиц произвольной формы поверхности.

На рис. 1.4 приведены значения максимальных чисел псевдооживления, при которых высота подъема дисперсного материала в трубке наибольшая.

Высота поднятия дисперсной среды в трубке зависит от глубины ее погружения в слой. При неизменной высоте насыпного слоя, чем меньше расстояние между нижним торцом трубки и газораспределительной решеткой, тем выше относительная высота подъема псевдооживленного слоя в трубке (рис. 1.5).

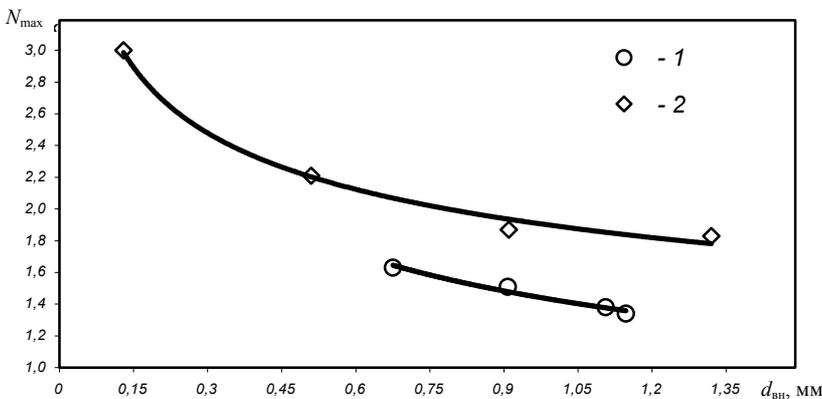


Рис. 1.4. Зависимость максимального числа псевдооживления от размера и формы частиц слоя: трубка $d_{\text{вн}} = 6$ мм; $\delta = 3$ мм; $H_0 = 100$ мм; $h_{\text{гpy}} = 45$ мм; 1 – сферические частицы; 2 – частицы произвольной формы поверхности

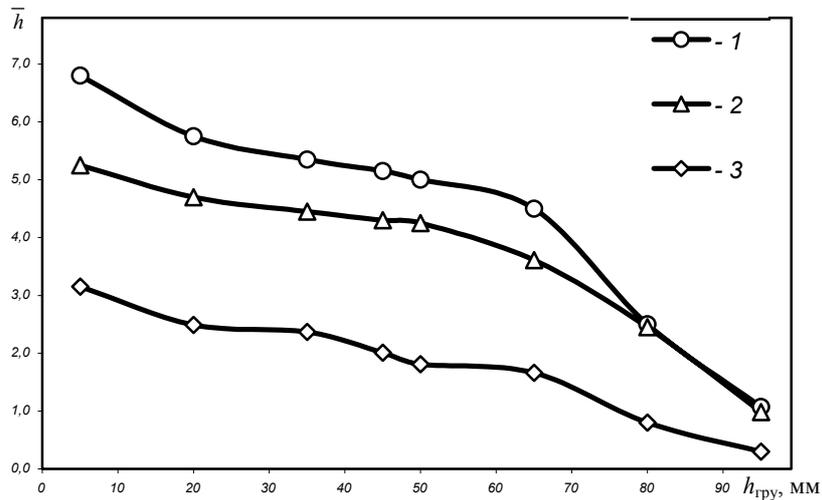


Рис. 1.5. Влияние глубины погружения трубки в слой на высоту подъема дисперсной среды:
 $H_0 = 100$ мм; частицы корунда $d = 0,51$ мм; $N = 2,2$; 1 – $d_{\text{вн}} = 6$ мм; $\delta = 3$ мм; 2 – $d_{\text{вн}} = 4,5$ мм; $\delta = 2$ мм; 3 – $d_{\text{вн}} = 10$ мм; $\delta = 1$ мм

Объяснить это можно тем, что сопротивление слоя зависит от его порозности ($\Delta P_{\text{сл}} g(1 - \varepsilon)H_0$), которая вблизи погруженного в слой тела выше [1], а следовательно, сопротивление фильтрации воздуха меньше и он устремляется к этому месту. С уменьшением расстояния между торцом трубки и газораспределительной решеткой сопротивление слоя вне трубки увеличивается (больше высота слоя) и расход воздуха через внутренний канал трубки возрастает, увеличивая высоту поднятия дисперсного материала в ней. При увеличении $h_{\text{гру}}$ сопротивление слоя вне трубки уменьшается вследствие того, что его высота становится меньше и при $h_{\text{гру}} = H_0$ $\bar{h} \approx 0$.

Этим же можно объяснить факт зависимости высоты поднятия дисперсного материала в трубке от высоты насыпного слоя (рис. 1.6).

Как следует из рис. 1.6, с изменением высоты насыпного слоя со 150 мм до 60 мм относительная высота поднятия дисперсного материала в трубке уменьшается плавно (с $\bar{h} = 10,5$ при $H_0 = 120$ мм до $\bar{h} = 8$ при $H_0 = 60$ мм). При $H_0 < 60$ мм уменьшение высоты происходит более резко (с $\bar{h} = 8$ при $H_0 = 60$ мм до $\bar{h} = 1,5$ при $H_0 = 35$ мм). В аппарате с насыпным слоем меньше 30 мм подъем дисперсной среды в трубке практически не наблюдался.

Кроме рассмотренных факторов на высоту подъема дисперсного материала в трубке влияет ее внутренний диаметр. На рис. 1.7 показана зависимость \bar{h} от $d_{\text{вн}}$.

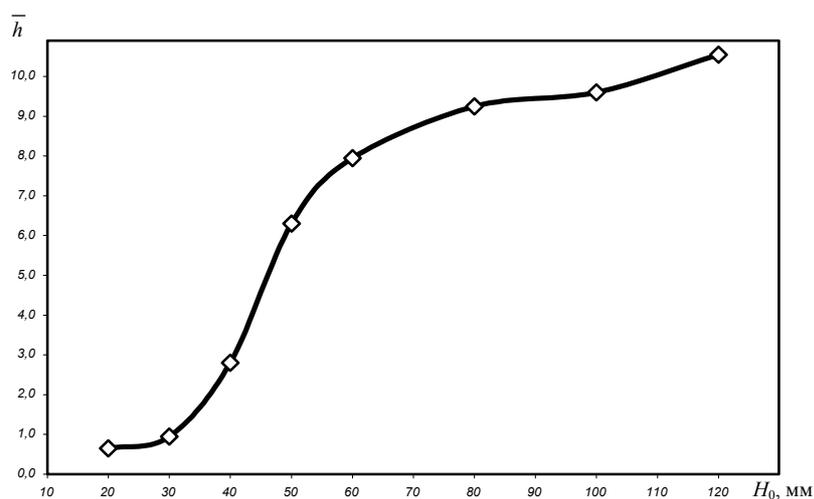


Рис. 1.6. Зависимость \bar{h} от высоты насыпного слоя:
 трубка $d_{\text{вн}} = 6$ мм; $\delta = 3$ мм; $h_{\text{гру}} = 15$ мм; частицы корунда $d = 0,51$ мм; $N = 2,2$

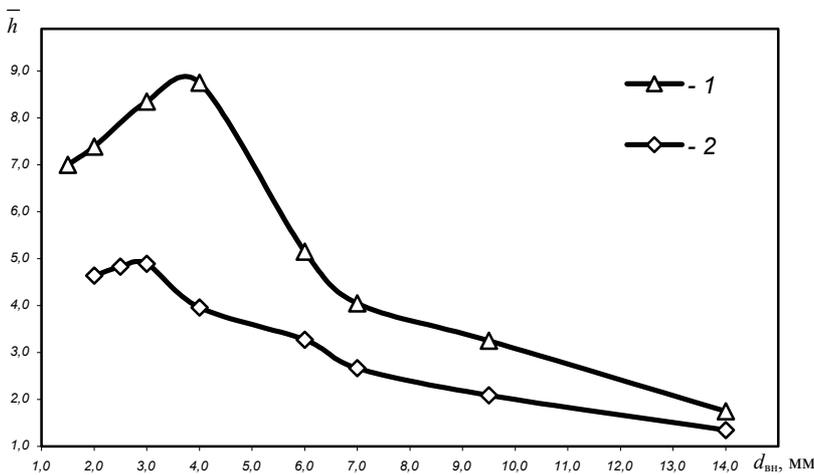


Рис. 1.7. Влияние внутреннего диаметра трубки на высоту подъема дисперсного материала:

$H_0 = 100 \text{ мм}$; $h_{\text{гдв}} = 45 \text{ мм}$; $\delta = 3 \text{ мм}$; 1 – корунд; $d = 0,51 \text{ мм}$; $N = 2,2$; 2 – стеклянные частицы $d = 0,91 \text{ мм}$; $N = 1,5$

Как следует из рис. 1.7, при неизменном сечении аппарата, в котором создавался псевдооживленный слой, существуют минимальные, оптимальные и максимальные внутренние диаметры трубок, которые определяют высоту поднятия дисперсного материала в них. Эти диаметры связаны с размерами частиц псевдооживленного слоя.

При внутреннем размере трубки, равном или меньшем эквивалентному диаметру частиц, транспорт их по трубке исключен. Оптимальный внутренний диаметр трубки лежит в пределах 3–10 диаметров частиц слоя. При этом высота подъема дисперсной среды внутри трубки максимальная. Если $d_{\text{вн}} > 20$ для частиц сферической формы или $d_{\text{вн}} > 50$ для частиц произвольной формы поверхности, то поднятие дисперсной среды в трубке не происходит.

На высоту поднятия дисперсной среды в трубке оказывает влияние и толщина ее стенок (рис. 1.8).

При увеличении толщины стенок относительная высота подъема увеличивается как для частиц сферической, так и произвольной формы поверхности. Связано это с установленным [71] фактом образования газовой полости под торцом погруженного в псевдооживленную среду тела. Струи воздуха, которые генерируются этой полостью, прорываются как у наружной, так и внутренней стенок трубки, оказывая существенное влияние на относительную высоту поднятия дисперсной среды в трубке.

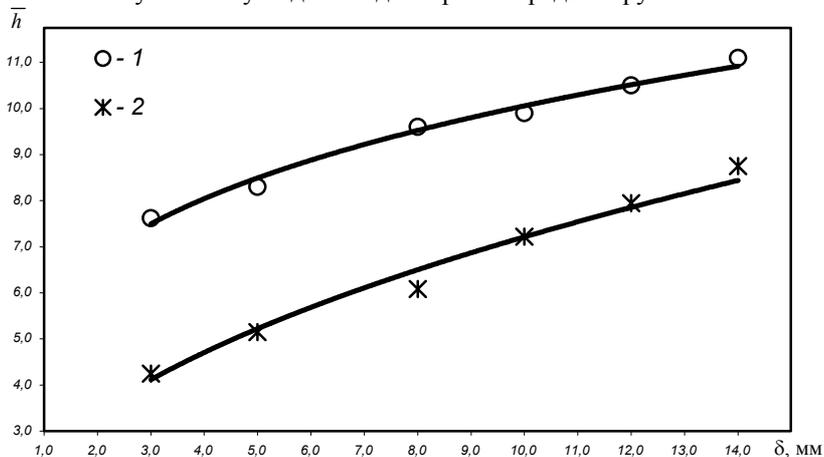


Рис. 1.8. Влияние толщины стенки трубки на высоту поднятия дисперсного материала:

$H_0 = 100 \text{ мм}$; $h_{\text{гдв}} = 45 \text{ мм}$; $d_{\text{вн}} = 6 \text{ мм}$; 1 – корунд; $d = 0,51 \text{ мм}$; $N = 2,2$; 2 – стеклянные частицы $d = 0,91 \text{ мм}$; $N = 1,5$

С увеличением толщины стенки трубки растет объем газовой полости и соответственно возрастает ее влияние на пневмотранспорт частиц внутри трубки.

Если внизу полого цилиндра сделать раструб, то высоту подъема частиц можно увеличить. Рассмотрим полый цилиндр с раструбом, установленный в аппарате с псевдооживленным слоем (рис. 1.9).

Предположим, что при $H_0 > h > 0$ движение гетерогенной среды (газ-твердые частицы) внутри цилиндра происходит за счет перепада давления $\Delta p = p_{z_1} - p_{z_2}$, где p_{z_1} и p_{z_2} – давления на уровне $z_1 = h$ и $z_2 = H_{\text{тр}} + h$.

Считали высоту полого цилиндра равной высоте расширенного псевдооживленного слоя ($H_{\text{тр}} \sim H_{\text{сл}}^*$). Из уравнения неразрывности следует, что

$$w_{\text{ф}} r_2^2 = w_{\text{г}} r_1^2, \quad (1.1)$$

откуда

$$w_{\text{г}} = w_{\text{ф}} (r_2/r_1)^2. \quad (1.2)$$

Таким образом, например, при $r_2 > r_1$ в шесть раз средняя скорость газа внутри цилиндра возрастает в 36 раз и превышает скорость витания частиц. Газ, с большой скоростью поступающий внутрь цилиндра, увлекает частицы теплоносителя. Транспортирующая способность такого устройства проверена экспериментально.

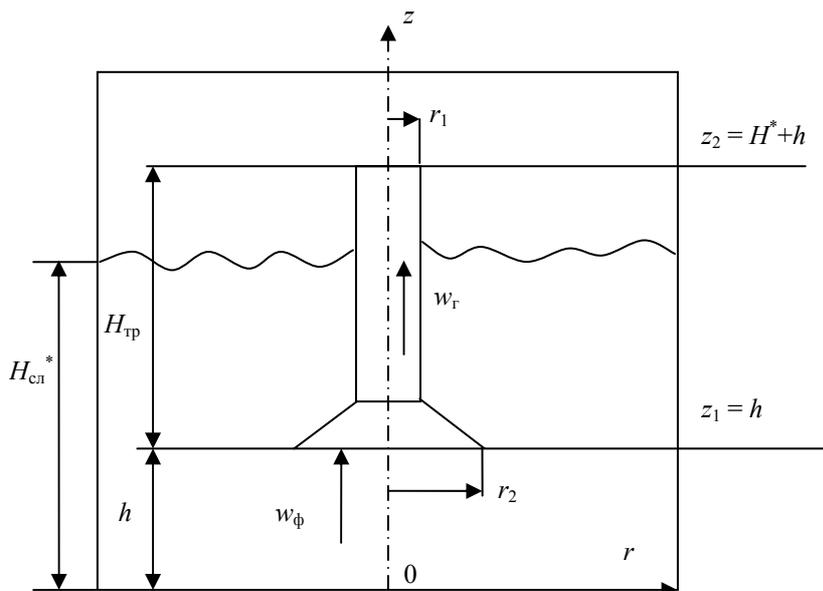


Рис. 1.9. Схема установки полого цилиндра с раструбом

Из литературных и предварительных экспериментальных данных определили основные факторы, влияющие на скорость твердой фазы w_t внутри полого цилиндра:

$$w_t = f(H_0, h, w_\phi, r, r_1, r_2, r_a, \rho_t, \rho_r), \quad (1.3)$$

где $r = d/2$ – радиус частицы; $r_a = D_a/2$ – радиус аппарата.

Исходя из общего числа переменных, входящих в (1.3), и согласно π -теореме [37, 38] количество безразмерных критериев (симплексов и комплексов), описывающих процесс движения гетерогенной среды внутри цилиндра, равно шести. Комбинируя размерности переменных величин, получили функциональную зависимость для движения твердой фазы внутри цилиндра

$$w_t/w_\phi = C \cdot (H_0/h)^{n_1} (r/r_1)^{n_2} (r_2/r_1)^{n_3} (r_2/r_a)^{n_4} (\rho_t/\rho_r)^{n_5}. \quad (1.4)$$

Конкретный вид функции (1.4) нашли обработкой на ПЭВМ методом многомерного линейного регрессионного анализа экспериментальных данных

$$W_t = 0,002 W_\phi \left(\frac{H_0}{h} \right)^{2,246} \left(\frac{r}{r_1} \right)^{1,0} \left(\frac{r_2}{r_1} \right)^{0,98} \left(\frac{r_2}{r_a} \right)^{0,27} \left(\frac{\rho_t}{\rho_r} \right)^{0,417} \quad (1.5)$$

Ошибка!

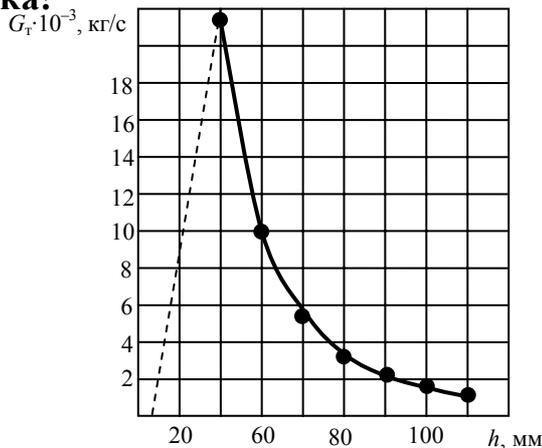


Рис. 1.10. Зависимость $G_t = f(h)$:

частицы электрокорунда $d = 0,18$ мм; $r_1 = 8$ мм, $r_2 = 84$ мм, $r_a = 164$ мм; $H_0 = 300$ мм; $N = 2$

со среднеквадратичной погрешностью аппроксимации 10,3 %. Интервалы изменения определяющих чисел подобия, в которых справедлива формула (1.5): $H_0/h = 3,5 \dots 7,5$; $r/r_1 = 0,02 \dots 0,34$; $r_2/r_1 = 7 \dots 21$; $r_2/r_a = 0,17 \dots 0,71$; $\rho_t/\rho_r = 946 \dots 3303$; $1,5 < N < 6$; $0 < h < H_0$.

Нами установлено [39], что наибольший расход теплоносителя на выходе из цилиндра наблюдался при $r_2 \sim 0,5r_a$, $h \sim 0,5r_2 \sim 0,25r_a$ и $r_1 \sim 0,05r_2$. С увеличением H_0 (при $h = idem$) наблюдался существенный рост расхода

теплоносителя G_T . При приближении нижнего торца цилиндра к газораспределителю расход теплоносителя резко снижался, приближаясь к нулю на уровне $h \sim 0$ (рис. 1.10).

Представленная на рис. 1.10 зависимость $G_T = f(h)$ при оптимальных по теплопереносу скоростях псевдоожижения определила и метод регулирования расхода твердой фазы в гетерогенной струе на выходе из цилиндра (изменением величины h). Проверка устройства около стенок аппарата показала, что характер кривой на рис. 1.10 сохраняется.

1.2.2. Устройства и способы интенсификации внешнего теплообмена в псевдоожиженном слое

Концентрация теплоносителя внутри цилиндра $k_T = G_T/G_T \sim 10$, границы гетерогенного потока $0,03 \leq (1 - \epsilon_c) \leq 0,3$. Здесь $G_T = \rho_s(1 - \epsilon_c)w_T\pi r_1^2$ – расход теплоносителя; $G_G = \rho_g\epsilon_c w_T\pi r_1^2$ – расход газа; ϵ_c – порозность гетерогенного потока; ρ_g, ρ_s – плотность соответственно газа и твердой фазы, кг/м³; r_1 – внутренний радиус полого цилиндра, м; w_T – скорость твердых частиц в полом цилиндре, м/с. Этот эффект приняли за основу при разработке устройства для формирования и подачи гетерогенных струй на локальную теплообменную поверхность с целью интенсификации внешнего теплообмена (рис. 1.11).

Длинномерные изделия при непрерывной термообработке перемещаются в горизонтальной плоскости. Для улучшения качества термообработки таких изделий разработаны комбинированные способы интенсификации внешнего теплообмена в псевдоожиженном слое, эффективность которых проверена экспериментально.

В прямоугольном аппарате 1 симметрично его продольной оси в направляющих 5 установлены щелевые сопла 6, нижние части которых погружены в псевдоожиженную среду 2 и имеют на нижних концах горизонтальные площадки «а», а верхние концы изогнуты к продольной оси аппарата. При этом сопла установлены с возможностью их вертикального перемещения с помощью механизмов 8.

В качестве модели, имитирующей термообрабатываемое изделие, использован теплообменник 7 (конструкция его приведена в [1]), который в этом случае устанавливался горизонтально, как показано на рис. 1.11. Механизмами 8 сопла 6 устанавливали так, чтобы загнутые концы были направлены на теплообменник 7. Нижние торцы сопел погружены в псевдоожиженную среду. На горизонтальных площадках «а» сопел со стороны движения оживающего агента образуются газовые полости, условно состоящие из двух частей.

Нижняя часть полости имеет давление меньше, чем давление в основной зоне псевдоожиженной среды на этой же высоте.

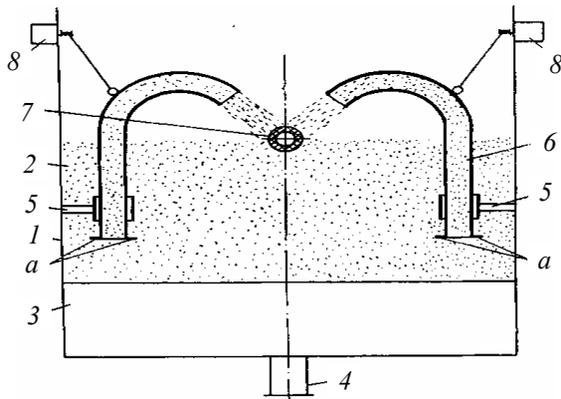


Рис. 1.11. Схема устройства для интенсификации внешнего теплообмена гетерогенными струями

За счет разности давлений осуществляется дополнительный приток оживающего агента из основной части псевдоожиженной среды в газовую полость. Верхняя часть полости имеет давление большее, чем давление в основной зоне среды на этой же высоте. За счет повышенного давления осуществляется интенсивный отвод оживающего агента (дополнительно и непрерывно поступающего из основной области слоя) из газовой полости в щелевидный зазор погруженного в псевдоожиженную среду сопла 6.

Оживающий агент, с большой скоростью устремляющийся в щелевидный зазор сопла 6, увлекает с собой частицы дисперсной фазы. Гетерогенные струи (воздух с большим количеством частиц теплоносителя), выходящие из сопел, направлены на теплообменник 7, нормально к нему. Сила взаимодействия гетерогенных струй с теплообменником регулируется простым изменением величины h .

За счет направленных на теплообменник 7 гетерогенных струй (сверху) и псевдооживленной среды при способе газораспределения «Б», т.е. при профиле скорости газа с максимумом на оси аппарата и числом газораспределения $\Pi = 3$, (снизу) теплоотдающая поверхность со всех сторон равномерно подвергается воздействию частиц и газа, движущихся нормально к этой поверхности. Интенсивность такого воздействия легко регулируется с помощью механизмов 8. Экспериментально определено изменение интенсивности теплоотдачи от теплообменника 7 в псевдооживленном слое частиц электрокорунда $d = 0,18$ мм. Результаты представлены на рис. 1.12.

При отсутствии устройства для формирования и подачи гетерогенных струй на теплообменник с увеличением скорости фильтрации наблюдался рост коэффициента теплоотдачи α (нижняя кривая на рис. 1.2), способ газораспределения «А», т.е. равномерный по площади аппарата профиль скорости газа на входе в аппарат [1].

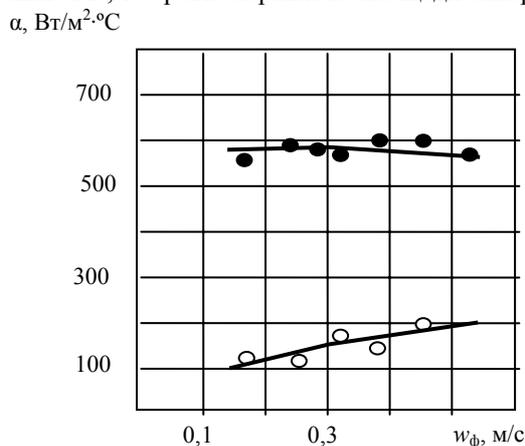


Рис. 1.12. Интенсификация теплоотдачи гетерогенными струями

С устройством, независимо от скорости фильтрации, наблюдалась резкая интенсификация теплопереноса при способе газораспределения «Б» и $\Pi = 3$. При этом увеличение скорости фильтрации в пределах 2–2,5 раза не приводило к заметным изменениям значений α (верхняя кривая на рис. 1.12).

Используя разработанные устройства, даже при небольших числах псевдооживления, можно получить максимальные значения коэффициентов теплоотдачи при минимальных затратах мощности на прокачку теплоносителя. К преимуществам таких устройств для интенсификации переноса теплоты в псевдооживленной среде относится возможность осуществления автоматизации процесса нагрева по заданному технологическим регламентом режиму термообработки.

Скорость нагрева, характеризуемую интенсивностью передачи теплоты, можно регулировать изменением величины h . Совместное применение таких устройств и профиля скоростей газа «Б» позволяет создавать комбинированные способы интенсификации внешнего теплообмена в псевдооживленном слое.

Исходя из разработанного механизма переноса теплоты в дисперсных средах [1], наиболее перспективно использование не непрерывной подачи гетерогенных струй на поверхность теплообмена, а пульсирующей. С этой целью был разработан способ интенсификации внешнего теплообмена в псевдооживленном слое за счет пульсирующей подачи гетерогенных струй на теплообменную поверхность. Схема такого устройства приведена на рис. 1.13.

В прямоугольном аппарате 1 горизонтально устанавливался (подвешивался на двух тонких нитях) теплообменник 4 таким образом, что он мог свободно изменять положение равновесия под воздействием на его боковую поверхность потока частиц. Газораспределитель 2 позволял псевдооживлять слой частиц 3 при способах газораспределения «А» и «Б». Разработанное устройство работает следующим образом.

Под горизонтальной площадкой 5 щелевидного сопла 6 образуется газовая полость с повышенным давлением. Газ с захваченными частицами проходит по соплу 6, выходит из его щелевидного верхнего конца и своим давлением сдвигает теплообменник 4. У сопла, расположенного с другой стороны изделия, клапан 7 перекрывает в этот момент движение воздуха через сопло. Затем в первом сопле воздух перекрывается клапаном, а во втором сопле проход открывается, газ проходит через него и толкает изделие обратно.

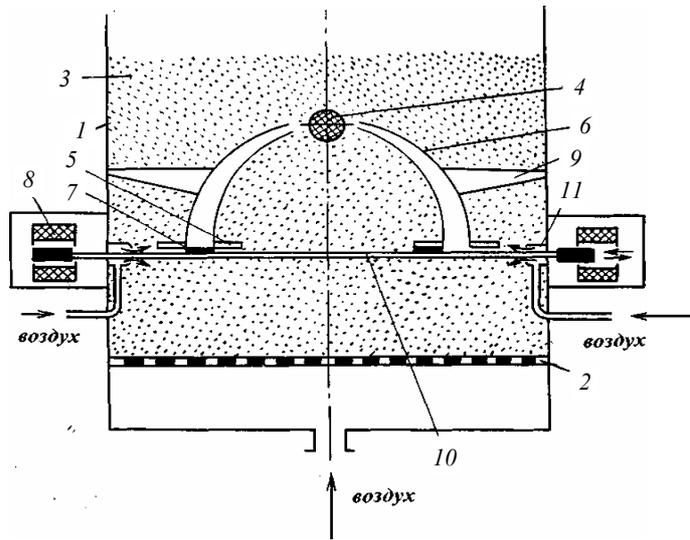


Рис. 1.13. Схема устройства для интенсификации внешнего теплообмена пульсирующими гетерогенными струями

Клапаны 7 выполнены в виде пластин, прилегающих к горизонтальным площадкам 5 сопел 6, закрепленных на общем штоке 10 и установленных на продольных сторонах аппарата индукционных катушек 8 для его перемещения, периодически подключаемых к источнику электрического тока. Поддерживаются щелевидные сопла 6 с помощью кронштейнов 11. Пластины клапанов 7 перемещаются при очередном включении тока в одной из расположенных по бокам аппарата 1 катушек 8. Попадание частиц теплоносителя в катушки предотвращается поддувом воздуха 9 в местах выхода штока 10 в аппарате 1.

Таким образом, изделие непрерывно совершает колебания в горизонтальной плоскости. При этом с изделия сбрасываются неподвижно лежащие частицы, а под изделием не успевает сформироваться газовая полость. Совокупность этих процессов приводит к выравниванию по периметру изделия коэффициента теплоотдачи псевдооживленной среды с изделием, причем средняя величина коэффициента теплоотдачи увеличивается без введения в слой дополнительной энергии, а только за счет перераспределения уже введенной в слой. Устанавливая сопла 6 последовательно по длине ванны, можно обеспечить оптимальные условия теплообмена по всей длине аппарата. Проверку работоспособности устройства осуществляли аналогично ранее рассмотренной. Результаты проверки представлены на рис. 1.14.

α , Вт/м²·°С

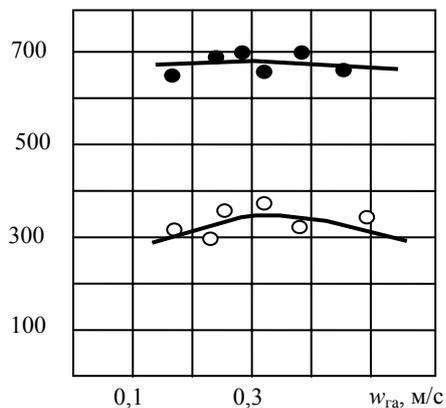


Рис. 1.14. Зависимость $\alpha = f(w_{га})$ при подаче гетерогенных струй

Как следует из рис. 1.14, использование предложенного устройства резко интенсифицирует теплоотдачу от среды к заготовке. Без устройства α_{max} наблюдался при $\epsilon_{сл} = 0,61$. С устройством зависимость $\alpha = f(w_{га})$ в пределах наших опытов не имела максимума и наибольших значений α достигал практически при $N = 2$. С ростом $w_{га}$ характер изменения $\alpha = f(w_{га})$ не менялся. Интенсивность теплопереноса в этом случае, в основном, определялась изменением частоты открытий клапана 7 (рис. 1.13). Наибольшие значения α наблюдали при небольших частотах ($\sim 0,5 \dots 1$ Гц).

Применение способа интенсификации внешнего теплообмена в псевдооживленном слое за счет пульсирующей подачи гетерогенных струй на теплообменную поверхность (рис. 1.13) дает возможность проводить процессы термообработки изделий в псевдооживленном слое при небольших N , что позволяет вести процесс при минимальных энергозатратах.

Анализ результатов проверки работы двух устройств (рис. 1.11 и 1.13) показал, что пульсирующая подача

гетерогенных струй более эффективна (рис. 1.14), чем непрерывная (рис. 1.12). Интенсификация теплопереноса достигается колебаниями теплообменника, увеличением частоты смены частиц и газа в пристенной области заготовки, пульсирующей подачи гетерогенных струй и способом газораспределения «Б».

Поскольку процесс изменения расхода гетерогенной среды – повторяющийся, то в среднем картина теплообмена не изменяется со временем и характеризуется неизменным для данного N средним коэффициентом теплоотдачи. Это подчеркивает правильность выбора исходных предпосылок для интенсификации внешнего теплообмена в дисперсных средах.

Рассмотрим возможность практического применения разработанных комбинированных способов интенсификации теплообмена при термообработке (нагреве, закалке) изделий, погруженных в псевдооживленный слой в вертикальном положении.

Как показано в [3], длинномерные изделия рекомендуется погружать в охлаждающую среду вертикально, так как при горизонтальном погружении их сильнее ведет. Однако теплоотдача по высоте поверхности погруженного в псевдооживленную среду длинномерного изделия происходит неравномерно [1], что в конечном итоге приводит и к неравномерной по высоте изделия скорости закалки, ухудшающей качество его термообработки.

Ввиду различия интенсивности теплообмена по высоте погруженного в вертикальном положении в псевдооживленную среду изделия, была поставлена задача управления скоростью закалки созданием комбинированных способов интенсификации переноса теплоты, позволяющих задавать и выдерживать требуемый темп охлаждения в любой зоне поверхности изделия. В результате предложена комбинация способов управления закалкой [37–43]. Предлагается закалывать стальные длинномерные изделия в псевдооживленной среде, состоящей из твердых частиц, псевдооживаемых газом, а для устранения вышеперечисленных недостатков применять локальные впрыскивания охлаждающей жидкости на изделие, подачу гетерогенных струй и изменять способ газораспределения в основании псевдооживленного слоя. Для этого предварительно определяют массу изделия m_n , снимают термограмму его охлаждения в псевдооживленной среде без впрыскивания жидкости $T_c(\tau)$, строят зависимость $\dot{T}_c(\tau) = dT_c(\tau)/d\tau$, затем, исходя из заданной по технологии термограммы охлаждения $T(\tau)$, строят зависимость $\dot{T}(\tau) = dT(\tau)/d\tau$. Величина $\dot{T}_c(\tau)$ показывает мгновенную скорость охлаждения, обеспечиваемую сухой псевдооживленной средой, а величина $\dot{T}(\tau)$ – скорость охлаждения изделия, требуемую по заданной технологии. Закалку проводят в следующих режимах:

1. $\dot{T}(\tau) > \dot{T}_c(\tau)$ – способ газораспределения «Б», подача гетерогенных струй, впрыск охлаждающей жидкости с массовым расходом $m(\tau)$, изменяющимся во времени по закону

$$m(\tau) = k_3 c_n m_n (\dot{T}(\tau) - \dot{T}_c(\tau)) / (c_f \Delta T + r_f), \quad (1.1)$$

где c_n и c_f – удельные теплоемкости материала изделия и охлаждающей жидкости; r_f – удельная теплота парообразования охлаждающей жидкости; ΔT – разность между температурой кипения охлаждающей жидкости и ее начальной температурой; k_3 – постоянная, определяемая конфигурацией изделия и конструкцией форсунки.

В этом случае 60...70 % массового расхода охлаждающей жидкости впрыскивали на нижнюю поверхность изделия, а 30...40 % – на боковую поверхность изделия. Указанное соотношение расходов жидкости может несколько изменяться в зависимости от конкретной конфигурации изделия.

2. $\dot{T}(\tau) = \dot{T}_c(\tau)$ – без впрыскивания жидкости при неизменном N .

3. $\dot{T}(\tau) < \dot{T}_c(\tau)$ – без впрыскивания жидкости при N , обеспечивающим заданную скорость охлаждения.

Для проверки предлагаемого способа закалывали болты М 24 (сталь 40Х) в ванне 1 (рис. 1.15) с размерами днища $0,3 \times 0,6$ м. Псевдооживленная среда 2 состояла из частиц корунда размером 320 мкм. Воздух поступал через газораспределитель 3 в дне ванны, его скорость могла регулироваться (способ «Б»). Болт 4 размещался в среде вертикально. Ванна была снабжена форсунками 5, 6 для впрыскивания на изделие 4 охлаждающей воды и 7 – для подачи гетерогенных струй. Форсунка 6 подавала жидкость на нижнюю поверхность изделия, форсунка 5 – на боковую его поверхность. Закалку проводили следующим образом.

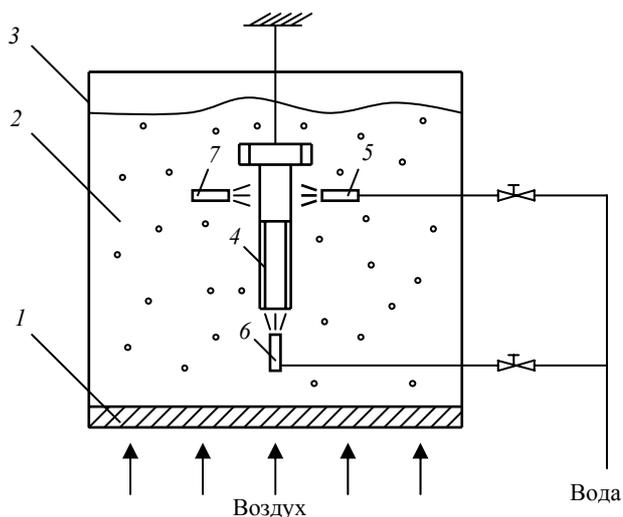


Рис. 1.15. Схема расположения изделия и форсунок в среде

Определяли массу изделия (в данном случае масса болта $m_n = 1$ кг), затем снимали термограмму охлаждения изделия в псевдооживленной среде без впрыскивания жидкости. Для этого изделие, предварительно нагретое до 1183 К, помещалось в псевдооживленную среду корунда и при неизменном числе псевдооживления N (при $N = 3,7$) снималась (рис. 1.16) термограмма охлаждения $T_c(\tau)$. На этот же график (рис. 1.16) наносили термограмму $T(\tau)$ охлаждения изделия, заданную по технологии термообработки. Зависимости $T_c(\tau)$ и $T(\tau)$ далее перестроили в зависимости $\dot{T}_c(\tau) = dT_c(\tau)/d\tau$ и $\dot{T}(\tau) = dT(\tau)/d\tau$ графическим дифференцированием (рис. 1.17). Чтобы термограмма $T_c(\tau)$ охлаждения в среде совпала с заданной по технологии термограммой $T(\tau)$, и тем самым был обеспечен необходимый режим закалки, на изделие через форсунки 5, 6 (рис. 1.15) впрыскивали воду, а через форсунки 7 – подавали гетерогенные струи.

Массовый расход охлаждающей жидкости определили по (1.1). При $c_n = 460$ Дж/кг·К, $m_n = 1$ кг, $c_f = 4,2 \cdot 10^3$ Дж/кг·К, $\Delta T = 80$ К, $r_f = 2,3 \cdot 10^6$ Дж/К и $k_3 = 2$ (найден экспериментально), для $\tau = 10$ с получили $m(\tau) = 2,87 \cdot 10^{-3}$ кг/с. Из приведенной на рис. 1.17 зависимости видно, что в данном примере «сухая» псевдооживленная среда в течение первых 58 секунд охлаждает медленнее, чем задано по технологии. Массовый расход охлаждающей жидкости определяли из приведенного выше соотношения, задавая значениями времени τ . Путем расчета по соотношению (1.1) для различных значений τ получали зависимость массового расхода воды $m(\tau)$. Эта зависимость показана на рис. 1.18.

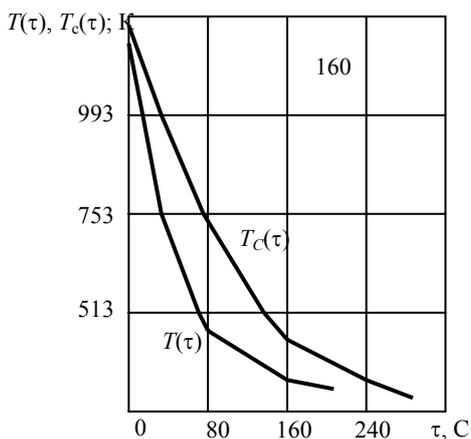


Рис. 1.16. Термограммы охлаждения болтов:

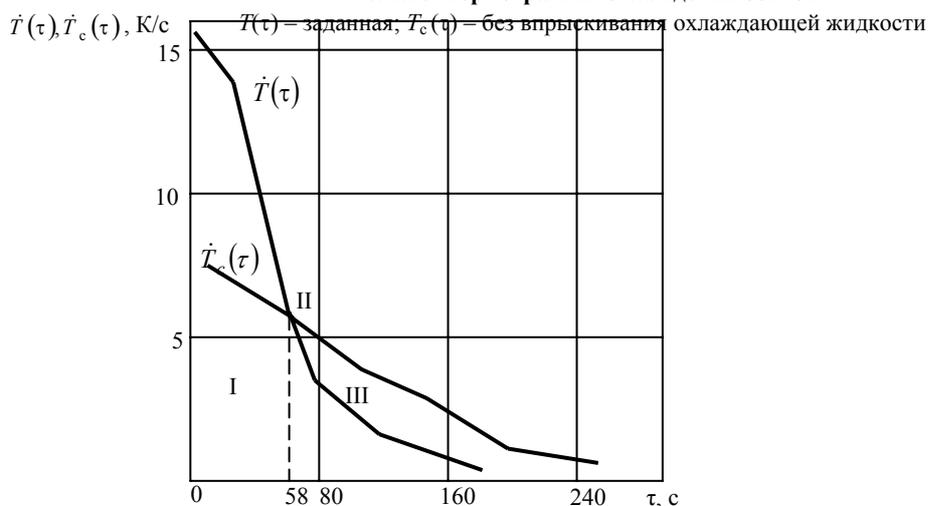


Рис. 1.17. Зависимости $\dot{T}(\tau) = dT(\tau)/d\tau$ и $\dot{T}_c(\tau) = dT_c(\tau)/d\tau$, полученные дифференцированием кривых $T(\tau)$ и $T_c(\tau)$

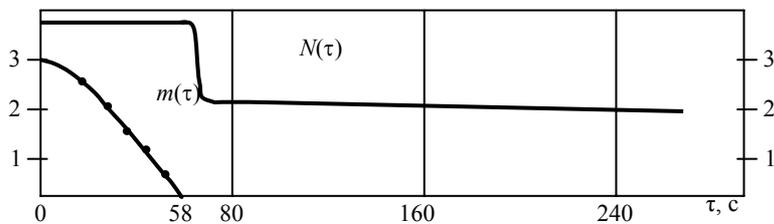


Рис. 1.8. Зависимости массового расхода $m(\tau)$ охлаждающей воды и числа псевдооживления $N(\tau)$

Таким образом, в данном примере массовый расход воды в начале закалки задавали 3 г/с и затем плавно его снижали до нуля по приведенной на рис. 1.18 зависимости в течение 58 с. При этом 60...70 % массового расхода воды впрыскивали форсункой 6 на нижнюю поверхность изделия, остальную долю – на боковую поверхность верхней половины изделия форсунками 5.

Одновременно работали форсунки 7 при способе газораспределения «Б». При $\tau = 58$ с имели $\dot{T}(\tau) - \dot{T}_c(\tau) = 0$ (см. рис. 1.17), поэтому впрыскивание охлаждающей жидкости и подачу гетерогенных струй на изделие полностью прекращали. В дальнейшем псевдооживленная среда охлаждает изделие быстрее, чем задано по технологии, $\dot{T}(\tau) - \dot{T}_c(\tau) < 0$ (рис. 1.17). Поэтому для поддержания скорости охлаждения на заданном уровне снижали скорость продуваемого через слой воздуха от чисел псевдооживления $N = 3,7$ до $N = 2,2 \dots 2,0$ (подобрано экспериментально), прекращали подачу гетерогенных струй и переходили на способ газораспределения «А». Снижение интенсивности аэрации отражено на рис. 1.18. Дальнейшее охлаждение до его полного остывания ведут при пониженном уровне аэрации.

Эксперименты показывают, что проведение процесса, как описано в данном примере, обеспечивает строгое соответствие температуры охлаждаемого изделия с заданной по технологии термограммой. Это обусловлено особенностями теплообмена гетерогенного потока частиц и воздуха совместно со струйным впрыском капельной охлаждающей жидкости с поверхностью термообрабатываемого изделия. Наиболее значительный вклад в общий отвод тепла приходится на области бомбардировки поверхности изделия частицами теплоносителя. При этом пленочное кипение капельной жидкости становится невозможным вследствие постоянного разрушения паровой пленки частицами теплоносителя. В этих областях преобладает, в основном, пузырьковое кипение, коэффициент теплоотдачи которого более чем на порядок выше аналогичного коэффициента при пленочном кипении. За счет этого эффекта происходит интенсивное охлаждение изделия.

Вместе с тем интенсивность охлаждения можно еще более усилить, если внутри сопел установить различные турбулизирующие вставки – завихрители потока. В этом случае за счет придания дополнительного ускорения гетерофазному потоку можно добиться большей энергии взаимодействия частиц с поверхностью термообрабатываемого изделия, что в конечном итоге также приводит к дополнительной (по сравнению с прямоточными струями) интенсификации теплообмена (~ 20...25 %).

После закалки твердость каждого изделия проверяли в четырех точках. Средняя твердость составляла 52 ед. HRC, фактически колебалась в пределах 50...55 ед. HRC, среднеквадратичное отклонение $\delta = 2,2$ ед. HRC. Трещины и коробление отсутствовали.

Визуальными наблюдениями установлено, что закалочная среда сохраняла стабильные свойства, сухой корунд равномерно псевдооживлялся воздухом. Впрыскиваемая на изделие вода быстро испарялась. Раздельное впрыскивание жидкости: 60...70 % на нижний торец, остальное – на боковую поверхность изделия, также способствовало повышению качества термообработки изделий.

Указанное процентное соотношение подобрано экспериментально. Если на нижний торец подавалось более 70 % массового расхода жидкости, то псевдооживленная среда в данном месте переувлажнялась из-за того, что не вся жидкость успевала испариться. Закалочная среда в данном месте от переувлажнения «залежала», теряя охлаждающие свойства.

Если на нижний торец подавалось менее 60 % жидкости, то заданная скорость охлаждения не достигалась, а изделия не набирали требуемую твердость. Верхняя часть изделия, погруженного в псевдооживленную среду, вообще находится в худших условиях из-за падения коэффициента теплоотдачи, поэтому она нуждается в дополнительном охлаждении, т.е. впрыскивании оставшихся 30...40 % жидкости.

Разделение жидкости на два потока 60...70 и 30...40 % не случайно. Оно соответствует физической картине обтекания погруженных в псевдооживленную среду твердых частиц протяженных тел [1]. Коэффициент теплоотдачи от погруженного тела к слою растет по высоте изделия до зоны, расположенной, примерно, от 1/2 до 2/3 высоты изделия, дальше он резко падает, что связано с отрывом потока псевдооживляющего агента в указанной зоне.

Для сравнения предлагаемого способа термообработки с известными в той же ванне проводили закалку изделия в трехфазной псевдооживленной среде, состоящей из частиц корунда размером 320 мкм, смешанных с водой в объемном соотношении 1 : 3 при расходе воздуха 0,28 л/см²мин. Воздух подавался через специальный

водяной затвор под газораспределитель в днище аппарата. Соотношение твердых частиц и воды, а также расход воздуха подбирались экспериментально, чтобы обеспечить необходимую скорость охлаждения изделия.

Изделия, предварительно нагретые до 1183 К, помещали в трехфазную закалочную среду, где выдерживали 5 мин. После закалки изделия проверяли на твердость, коробление и наличие трещин. Причем, твердость поверхности каждого стального изделия определяли в четырех точках. Средняя твердость составляла 51 ед. HRC, фактически колебалась от поверхности изделия в пределах 30...59 ед. HRC, среднеквадратичное отклонение твердости от среднего значения $\delta = 7$ ед. HRC. На ряде изделий имелось существенное коробление – 1...1,5 мм на 0,1 м длины, трещины отсутствовали. Результаты закалки приведены в табл. 1.2.

1.2. Сравнение результатов закалки стальных изделий по двум способам

Способ	Расход жидкости, %	Минимальная твердость, ед. HRC	Максимальная твердость, ед. HRC	Среднее, ед. HRC	Среднеквадратичное отклонение, ед. HRC	Коробления на 10 мм длины, мм	Наличие трещин
Впрыскивание жидкости	60	50	55	52	2,2	Нет	Нет
	70	51	55	52	2,2	Нет	Нет
Трехфазное псевдооживление	–	30	59	51	7,0	1,5	Нет

Визуальными наблюдениями за ходом охлаждения установлено, что трехфазная закалочная среда крайне неустойчива, однородного псевдооживления нет. Воздух проходит, в основном, через воронки во влажном корунде, в промежутках между воронками псевдооживление корунда практически отсутствует.

Интенсивность термообработки в неувлажненной псевдооживленной среде в ряде случаев оказывается несколько недостаточной для охлаждения изделий с заданной скоростью, из-за чего изделия не набирают требуемой твердости. Поэтому для увеличения скорости охлаждения, когда это необходимо, может применяться впрыскивание жидкости в незначительных количествах непосредственно на изделие, без увлажнения псевдооживленного слоя в целом.

Кроме воды можно использовать водные растворы полимеров (например, водный раствор наиритового латекса [44], позволяющего дополнительно регулировать скорость охлаждения изменением концентрации, или вводить хладагенты, например, сухую углекислоту [41] (приоритет способа закалки стальных изделий в [38]).

Проведенные на конкретном примере исследования показывают возможность управления процессом теплообмена в псевдооживленной среде с помощью разработанных комбинированных способов интенсификации переноса теплоты как в сторону увеличения, так и снижения его интенсивности. При неудачной конструкции охлаждающих устройств возможно получение быстрого, но недостаточно равномерного охлаждения, и в этом случае трещины обязательно образуются.

Сохранение больших растягивающих напряжений в участках мартенсита, образующихся в первую очередь, – главная причина, вызывающая образование трещин при неравномерном охлаждении. Для борьбы с трещинами необходимо увеличивать равномерность охлаждения. Для предотвращения трещинообразования и коробления изделий закалочная среда должна обладать регулируемой скоростью охлаждения.

Таким образом, широко используемые в практике методы закалки изделий погружением в традиционные закалочные среды обладают существенным недостатком: режим охлаждения жестко связан с механизмом теплообмена поверхности изделия со средой, а также с ее теплофизическими свойствами. В процессе закалки трудно контролировать и регулировать толщину закаленного слоя, величину напряжений в металле, невозможно провести охлаждение по заданному режиму. Обеспечить охлаждение изделий по оптимальному режиму возможно с помощью перечисленных выше способов. Контролируемое с помощью микропроцессоров охлаждение позволяет улучшить качество термической обработки изделий и снизить энергозатраты на ее проведение. Скорости охлаждения изделий в масле и в псевдооживленном слое при температуре минимальной устойчивости аустенита примерно одинаковы. В псевдооживленном слое можно изменять скорость охлаждения в интервале температур минимальной устойчивости аустенита от 0,5 до 60 град/с и выше.

Интенсивность охлаждения в псевдооживленном слое легко регулируется и зависит (помимо вышеуказанных методов) от скорости подачи охлаждающего агента. Интервал возможных скоростей охлаждения в псевдооживленном слое находится между максимальными и минимальными коэффициентами теплоотдачи.

Поэтому можно вести сначала интенсивное охлаждение, а затем от заданной температуры изделия охлаждать его замедленно. Для этого прекращают подачу охлаждающего агента в ванну, и изделие будет остывать в неподвижном слое со скоростью 0,5 град/с и меньше.

В этом случае имеем «изотермическую» выдержку. При термообработке изделий с различной толщиной стенок при такой выдержке выравниваются температуры по их сечению. При выравнивании температур выше интервала перехода из области пластических деформаций в упругие (550...400 °С) можно избежать образования термических напряжений в разностенной детали. Изотермическая выдержка при указанных температурах способствует получению сорбитной или трооститной структуры.

Следовательно, в псевдооживленном слое может производиться своеобразная «изотермическая» обработка, но по сравнению с изотермической закалкой в высокотемпературных соляных ваннах (550...400 °С), где скорость охлаждения равна 18...35 град/с, в псевдооживленном слое может быть в два раза и более увеличена скорость охлаждения (60 град/с), а значит и прокаливаемость. Быстрое охлаждение при температурах минимальной устойчивости аустенита и замедленное охлаждение при температурах мартенситного превращения делают предлагаемые способы закалки весьма перспективными для термической обработки металлов и сплавов.

К основным преимуществам псевдооживленного слоя как закалочной среды по сравнению с традиционными средами относятся: продолжительный срок службы; неизменность охлаждающей способности со временем; регулируемость скорости охлаждения, позволяющая автоматизировать процесс термообработки; возможность свободного перемещения изделий в ванне с псевдооживленным слоем вследствие небольшой его вязкости; резкое сокращение затрат на охлаждение; качество термообработанных изделий гораздо выше, чем при закалке в традиционных средах; отсутствие негативного воздействия на окружающую среду при работе.

1.2.3. Примеры практического применения комбинированных способов термообработки изделий

Рассмотрим примеры практического применения комбинированных способов регулирования скорости нагрева и охлаждения в псевдооживленном слое. Проведены исследования методов скоростного нагрева и охлаждения пруткового материала из углеродистых сталей диаметром до 50 мм с целью выявления возможности их нормализации в проходной печи с псевдооживленным слоем мелкозернистых частиц, нагрева длинномерных заготовок длиной до 4,2 м и поперечным сечением до 180 мм², непрерывной закалки изделий сложной геометрической формы (гусеничные траки) массой 11,9 кг, отжига роторной меди (медные полосы различных сечений и длиной от 4 до 10 м) и др.

Полученные результаты исследований в высокотемпературном псевдооживленном слое были использованы при проектировании промышленных печей с псевдооживленным слоем. Опытно-промышленные печи разрабатывались для ОАО «Завод транспортного машиностроения» (г. Екатеринбург), ОАО «Комсомолец» им. Н.С. Артемова» (г. Тамбов), ОАО «Вологоэнергоремонт» (г. Энгельс Саратовской области). Пилотный вариант опытно-промышленных печей, на котором проводились исследования и отрабатывались технологические режимы термообработки изделий, изготавливался в Тамбовском государственном техническом университете.

Как указывалось выше, нормализация стали представляет собой нагрев выше точки A_{C_3} доэвтектидных сталей с последующим охлаждением на воздухе для получения структуры, состоящей из феррита и перлита, перлита и вторичного цементита. У легированных сталей охлаждение на воздухе может привести к образованию сорбита, троостита или мартенсита (в этом случае для смягчения стали дополнительно применяют высокий отпуск).

На машиностроительных заводах используют в основном нормализацию, которая экономически более выгодна, чем отжиг, поскольку сокращается время пребывания металла в печи. Нормализация вызывает фазовую перекристаллизацию стали, устраняющую крупнозернистую структуру, полученную при литье или прокатке. После нормализации сталь приобретает по сравнению с отжигом повышенную твердость и более мелкое зерно аустенита (феррит после охлаждения распределен более равномерно), что обуславливает лучший комплекс механических свойств. Иногда металл нагревают выше критической точки A_{C_3} на 100...150 °С, затем следует непродолжительная выдержка для завершения фазовых превращений с последующим охлаждением на воздухе. Охлаждение на воздухе приводит к распаду аустенита при более низких температурах, что повышает дисперсность ферритно-цементитной смеси и увеличивает количество перлита.

Для низкоуглеродистых сталей нормализацию, как более простую технологическую операцию, применяют вместо отжига. Повышая немного твердость, нормализация обеспечивает получение более чистой поверхности при резании.

Для среднеуглеродистых сталей нормализацию применяют вместо закалки и высокого отпуска. Механические свойства стали незначительно снижаются, но технологическая операция нормализации проще и вызывает меньшую деформацию изделий по сравнению с деформацией, получаемой при закалке.

Для высокоуглеродистых сталей нормализацию применяют для устранения цементитной сетки, которая может возникать при медленном охлаждении с температурой выше точки A_{C_1} .

Скорость нагрева металла определяется как допустимой скоростью нагрева, так и возможной скоростью нагрева в конкретной печи.

Допустимая скорость нагрева обуславливается как физико-механическими свойствами, формой и размерами изделия, так и способом подвода тепла.

При нагреве изделия его наружные слои имеют более высокую температуру, чем внутренние. Расширению наружных слоев изделия препятствуют внутренние, при этом наибольшие сжимающие напряжения сосредоточены на поверхности. Внутренняя часть изделия находится под влиянием растягивающих напряжений, создаваемых наружными слоями.

Наибольшие растягивающие напряжения создаются в середине изделия. Наиболее опасны внутренние напряжения, возникающие в результате нагрева, в интервале температур до 600...700 °С, когда металл малопластичен [2]. Поэтому в случае возникновения внутренних напряжений, превышающих истинное сопротивление разрыву металла, возможно появление трещин, а также коробление изделия. Чем выше истинное сопротивление разрыву металла и его пластичность, тем менее вероятно образование трещин.

Величина внутренних напряжений обуславливается разностью температур наружных и внутренних слоев изделия, коэффициента расширения и величины напряжений, имеющихся в исходном состоянии изделия. Пластичный металл можно греть быстрее, малопластичный и хрупкий – медленнее. Чем равномернее нагрев и меньше размеры изделия, тем скорость нагрева может быть большей.

Так, продолжительность нагрева стального цилиндра диаметром 50 мм и длиной 150 мм при одинаковой конечной температуре составляет в свинцовой ванне – 6,0 мин, в соляной ванне – 6,6 мин, в пламенной печи – 27,0 мин, в электропечи – 31,8 мин, в псевдоожигенном слое графита – 12 мин, в псевдоожигенном слое кокса – 20 мин, в печи с воздушной атмосферой – 34 мин.

Таким образом, при нагреве металла большое значение имеет скорость нагрева и удельная производительность печи. С увеличением скорости нагрева резко уменьшаются потери металла с окалиной. Увеличение удельной производительности позволяет включить нагревательную печь в технологическую линию поточного производства. Правильный выбор режима термообработки для каждой марки стали должен определяться экспериментально [2].

Одним из прогрессивных способов нагрева является нагрев в псевдоожигенном слое. Основной проблемой применения такой среды для термообработки является выбор метода нагрева. Большинство исследований нагревающей способности псевдоожигенного слоя проводилось на инертном мелкозернистом материале, нагреваемом либо электронагревателями, либо непосредственным сжиганием в слое газозвдушной смеси.

Газовый нагрев имеет целый ряд недостатков, основные из которых следующие: слой ожигается горящим газом, но для обеспечения надежного контроля температуры и оптимальных параметров ожигания требуется независимое регулирование количества подаваемого топлива и скорости движения ожигающего газа; ниже 800 °С применять газ нежелательно вследствие неустойчивости процесса горения; по сравнению с электронагревом газ не всегда доступен; газ – взрывоопасен. Известные данные А.П. Баскакова [45] показывают, что после 150 ч эксплуатации печи с кипящим слоем, отапливаемой пропан-бутановой смесью, кладка горячей камеры, выполненная из шамотного легковесного кирпича (толщиной 280 мм), диатомового кирпича (220 мм) и листового асбеста (20 мм), пришла в негодность. Поэтому в таких печах нужно особое внимание уделять герметичности печи. Не менее серьезного внимания требует газораспределитель.

В промышленной установке при высоте слоя 300...350 мм ожигание, создаваемое колпачковым газораспределителем, было явно неравномерным [45, 46]: интенсивное в центре, оно было плохим по периферии, причем у стен и в углах камеры наблюдались устойчивые застойные зоны. Пришлось уменьшить живое сечение с 0,55 до 0,38 %. Тормозящее влияние стенок можно компенсировать увеличением живого сечения. В процессе наладки небольшое количество корунда иногда просыпалось через колпачки в газораспределительные коллекторы. Для их продувки и удаления корунда коллекторы были снабжены дренажами.

Для рабочих температур до 1300 °С целесообразным является использование элементов из карбида кремния. Тепловая мощность электронагревателей не зависит от расхода псевдоожигающего агента и может регулироваться в широких пределах.

Увеличение мощности приводит к увеличению разности температур между средой и изделием, т.е. к отставанию температуры нагрева изделия от температуры среды в процессе его нагрева. Для получения в этих условиях заданной температуры нагрева изделия требуется обеспечить его выдержку в слое при постоянной температуре, обуславливающую как выравнивание температур, так и осуществление фазовых переходов в металле. В этом случае необходимо иметь возможность регулирования тепловой мощности.

В печах с газовым обогревом вводимую мощность можно изменять в гораздо меньших пределах, чем в печах с электронагревом. Увеличение количества вводимого в слой газа при заданном избытке воздуха требует соответствующего увеличения расхода воздуха, обуславливающего рост высоты псевдоожигенного слоя и высоты выбросов частиц дисперсного материала из объема слоя. В конечном итоге это может привести к существенному выносу частиц теплоносителя из рабочей зоны.

Для практического использования печи с псевдоожигенным слоем требовалось решение целого ряда проблем, связанных с выбором оптимального режима псевдоожигения в зависимости от частиц мелкозернистого теплоносителя (т.е. с определением максимальной скорости нагрева прутка в псевдоожигенном слое), определением наиболее эффективной конструкции газораспределителя, выбором наилучшего размещения электронагревателей (тип нагревателя, шаг установки в печи и т.п.), отработкой конструкции уплотняющих (входных/выходных) устройств и др. С этой целью был изготовлен пилотный вариант опытно-промышленной установки. Установка состояла из нагревательной проходной печи с псевдоожигенным слоем, воздуходувки, трансформатора с системой регулирования температуры печи, системы воздухопроводов с регулирующей и запорной арматурой.

Печь представляла собой теплоизолированную камеру с размерами рабочего пространства в плане 600×300 мм и высотой 1 м. Верхняя часть камеры расширяется (по ширине до 0,5 м) для уменьшения уноса частиц теплоносителя. Кладка печи выполнена в три слоя: шамот (плотный огнеупорный), шамот легковес и диатомит.

Рабочая часть камеры выложена огнеупорным шамотным кирпичом. Из-за высокой теплопроводности шамота температурный перепад в нем невелик и температура его наружной поверхности слишком высока для использования теплоизоляционных материалов. Поэтому укладывали промежуточный слой из шамота легковеса. В качестве теплоизоляции применены маты из минеральной ваты. Снаружи печь обшита металлическим листом.

Перед печью и за ней устанавливались два рольганга для подачи изделий в печь и приема

нагретых изделий из печи. Выходной ролик снабжен механическим сбрасывателем с приводом от пневмоцилиндра.

В наших исследованиях использованы высокотемпературные нагреватели из карбида кремния (в виде круглых стержней) типа КЭН В 25/300/400 ЧМТУ 8-1-66, установленные в два ряда в нижней части камеры. Нагреватели устанавливали в печи с помощью корундовых выводных труб. Концы нагревателей (длиной 50...100 мм) обертывали теплоизоляционным материалом для предотвращения потерь от излучения и чтобы избежать прямого контакта с материалом футеровки.

В качестве изоляционного материала использован асбестовый шнур. Изоляция давала возможность нагревателям свободно расширяться и сжиматься. На свободные выводные концы нагревательных стержней надевались хомуты, которые специальными шинами соединялись «параллельно» и к которым подключались силовые кабели, идущие от трансформатора. Изменяя (с помощью трансформатора) подаваемое на нагреватели напряжение, можно было регулировать температуру нагрева теплоносителя.

Подом печи являлся газораспределитель, свод печи выполнен из шамотных плит, между которыми по продольной оси оставлен зазор шириной 50 мм для прохода подвесок с термообрабатываемыми изделиями. Над газораспределителем установлены форсунки для подачи жидкого топлива, чтобы струи топлива были в горизонтальной плоскости. Топочные газы отводились через окна, расположенные в верхней части боковых стен. К торцу печи примыкала закалочная ванна сварной конструкции, заполненная частицами корунда. Внизу ванны установлен газораспределитель, сверху – коллектор для подачи воды или других жидкостей. Устройства для интенсификации теплообмена устанавливались в закалочной ванне и делались съемными для удобства монтажа и демонтажа. Для транспортировки изделий через нагревательную печь и закалочную ванну использовали конвейер КРН-50Д-200, цепь которого имела возможность менять направление движения в двух взаимно перпендикулярных плоскостях. Использование этого конвейера позволило существенно упростить конструкцию печи и ее обслуживание.

Отжиг заключается в нагреве металла выше критических точек A_{C_1} или A_{C_3} , выдержке при данной температуре и последующем медленном охлаждении для придания металлу равновесного состояния. При нагреве до температуры выше A_{C_3} отжиг называется полным, при нагреве до температуры выше A_{C_1} , но ниже A_{C_3} , отжиг называется неполным.

По желанию заказчика печь для отжига роторной меди должна работать с электрическими нагревателями. Высокая интенсивность теплоотдачи от поверхности к псевдооживленному слою обуславливает перспективность применения открытых электронагревателей, размещенных непосредственно в слое. В этом случае повышается удельная мощность нагревателя и увеличивается его срок службы в низкотемпературных (до 600...700 °С) псевдооживленных слоях.

Конструкция низкотемпературных установок с электронагревателями, погруженными в псевдооживленный слой, существенно упрощается по сравнению с традиционными установками. Однако использование открытых нагревателей в слое возможно только при равномерном газораспределении по всему объему слоя. Наличие застойной зоны в слое сразу приводит к локальному перегреву электронагревателя и его плавлению. Согласно данным А.П. Баскакова [45] при использовании обычных нихромовых электронагревателей возможно достижение температур не более 300...400 °С. Вследствие образования застойных зон и налипания частиц теплоносителя на поверхности нагревателей образуются зоны локального перегрева, приводящие к быстрому выходу их из строя. Более высоких температур слоя можно достигнуть при использовании нагревателей из специальных дорогостоящих сплавов (силиты, кристаллиты и глобары).

Карбидокремниевые электронагреватели, предназначенные для работы в периодических и непрерывных печах в воздушных и нейтральных средах при температурах до 1300 °С на активной поверхности нагревателя, иногда применяются в качестве нагревательных элементов, но они дефицитны и дороги. Поэтому вопрос о достижении заданных температур слоя (650 °С) при использовании обычных нихромовых электронагревателей решался нами за счет организации газораспределения. С этой целью было проведено специальное исследование в пилотном варианте печи. Псевдооживленный слой электрокорунда с $d = 0,12$ мм и высотой $H_0 = 0,23$ м нагревался двухрядными электронагревателями, изготовленными из нихромовой ленты Х20Н80 с сечением 20×2 мм. Питание электронагревателей осуществлялось от сварочного трансформатора ТСД-2000. Воздух для псевдооживления подавался от воздухоподогревателя ЯАЗ-204.

Первоначально в экспериментах использовался слоевой газораспределитель, формирующий плоский входной профиль оживляющего агента. Газораспределитель был выполнен засыпкой шамотной крошки между двумя перфорированными металлическими листами и металлической сеткой. Высота засыпки шамотной крошки 75 мм. Пластины были выполнены из стали Х18Н10Т, имели живое сечение 4 %.

Однако псевдооживление при использовании этого газораспределителя было неудовлетворительным. Визуально наблюдались обширные застойные зоны и обильные выбросы зернистого материала в сепарационное пространство. При достижении температуры слоя 450 °С, которая замерялась хромель-алюмелевой термопарой, вышел из строя (перегорел) один из нагревателей (из-за частичного экранирования нижним нагревателем верхнего).

При повторном эксперименте с новым нагревателем картина повторилась – нагреватель вышел из строя при достижении температуры 470 °С. И в том, и в другом случае нагреватели перегорели в тех участках, которые располагались в центральной области аппарата. Во второй серии экспериментов в качестве газораспределителя была использована туннельная решетка беспровального типа.

Беспровальный туннельный газораспределитель выполнен из металлического (опорного) листа, перфорированного двумя рядами отверстий диаметром 20 мм, расположенных с шагом 100 мм, на который приваривались по длине ряда два металлических уголка 32 × 32 мм. Зазор между уголком и плоскостью листа составлял ~1 мм. Торцевые части уголков наглухо заваривались, поэтому весь поток оживающего агента проходил через щели между уголком и стальным листом. При этом в центральной части печи скорость воздуха была в три раза выше, чем на периферии (число газораспределения $\Pi = 3$), т.е. реализовалось неравномерное организованное газораспределение.

Псевдооживление мелкозернистого материала теплоносителя в этом случае было устойчивым, застойные зоны не наблюдались. Это можно было наблюдать визуально – по образованию характерных (для неравномерного газораспределения) очагов локального псевдооживления в центральной части аппарата при малых скоростях фильтрации. Аналогичные очаги псевдооживления (с образованием характерных фонтанов), в которых частицы перемещались от центра к периферии, наблюдались [47] в верхней части аппарата небольшого диаметра при неравномерном газораспределении. Уменьшались зоны выбросов.

В целом псевдооживление мелкозернистого слоя при использовании туннельного газораспределителя было устойчивым, равномерным (без образования застойных зон) с одновременным снижением зоны выбросов. При достижении числа псевдооживления $N \sim 5$ расширение слоя составило ~ 0,35 м. Время выхода печи на заданный температурный режим (640 °С) составило 2 ч 45 мин, при этом мощность, подаваемая на электронагреватели, равнялась 65 кВт.

Медная полоса вводилась в слой через специальный (входной) затвор, расположенный в боковой стенке на высоте 0,2 м от газораспределителя. Нагрев медной полосы от первоначальной температуры 23 °С до требуемой согласно технологического регламента 590 °С, осуществлялся за одну минуту. При этом перепад температур между слоем и полосой составлял 50 °С. Таким образом, за счет организации газораспределения (с помощью туннельного газораспределителя получили неравномерный профиль скорости газа с максимумом в центральной области сечения аппарата) добились улучшения качества псевдооживления, что позволило использовать нихромовые электронагреватели при достижении требуемой по регламенту температуры 590 °С.

В экспериментах по исследованию возможности использования псевдооживленного слоя в качестве среды для нормализации стального прутка использовали тот же пилотный вариант печи. Пруток термообрабатываемого изделия подавался в печь через воздушный (лабиринтный) затвор, который предотвращал вынос частиц из рабочей зоны печи. В качестве мелкозернистого теплоносителя использовали частицы электрокорунда нормального 14А зернистости 36 ОСТ 2-115–71 ($d = 0,36$ мм). Высота засыпки частиц электрокорунда $H_0 = 0,3$ м. Рабочая высота псевдооживленного слоя не превышала 0,5 м. Горячий воздух отводился через вывод в верхней части камеры. Визуальные наблюдения осуществляли через смотровое окно. Удаление зернистого теплоносителя из печи производили через дренажный штуцер в нижней части камеры. Газораспределитель был прежним – туннельный.

Эксперименты проводили как на горячей модели (пилотный вариант), так и на холодной. Исследование теплообмена между термообрабатываемым изделием и псевдооживленным слоем проводили на холодной модели печи с колпачковым и слоевым газораспределителем. Предварительно нагретая заготовка охлаждалась в псевдооживленном слое. Заготовки изготовлены из стали Ст 3 ГОСТ 380 и стали X18H10T ГОСТ 5632. Размеры заготовок одинаковые, равные 35 × 85 мм и длиной 430 мм. Для измерения температурного поля по сечению заготовок, а также скорости охлаждения в них, устанавливались шесть термопар типа хромель-алюмель.

Одна из термопар зачеканивалась на поверхности (поверхностная термопара), три – на продольной оси заготовок, две – на равном расстоянии между поверхностью и осью заготовки. Корольки глубинных одноточечных термопар были плотно прижаты к стенкам заготовки. Через многопозиционный переключатель щеточного типа термопары присоединялись к высокоомному потенциометру типа Р-307 с зеркальным гальванометром типа М17/1.

Нагрев заготовок осуществлялся в электропечи типа СШОЛ 1.1.6/12. Заготовки нагревались до температуры 850 °С. Среднее время нагрева составляло порядка 1,5 ч.

Оживающим агентом служил воздух, число псевдооживления $N = 1,5 \dots 2,0$.

Процесс нагрева моделировался процессом охлаждения. Экспериментальные данные по охлаждению предварительно нагретой заготовки в псевдооживленном слое показали следующее. Температура в вертикальной центральной плоскости заготовки достигала требуемой величины за 4...5 мин (что согласуется с расчетными данными). Температура наружной поверхности достигала требуемой величины за 1,5...2,0 мин.

Проведенные экспериментальные исследования показали, что нагрев прутка диаметром 30 мм до температуры 910 °С при температуре нагревателей 1110 °С и температуре псевдооживленной среды 1010 °С осуществлялся за 1,7 мин при интенсификации внешнего теплообмена за счет подачи гетерогенных струй на боковую поверхность прутка при профиле скорости воздуха в основании слоя «Б».

Воздействие гетерогенных струй дополнительно приводило к сбрасыванию неподвижных частиц с верхней части прутка и ликвидации газовой полости в нижней части прутка.

Максимальный коэффициент теплоотдачи от псевдооживленной среды частиц электрокорунда $d = 0,36$ при числе псевдооживления $N \approx 4$ к движущемуся в ней прутку составлял $770 \text{ Вт/м}^2\text{°С}$. Техничко-экономические параметры разработанной опытно-промышленной печи для нормализации пруткового материала из углеродистых сталей в проходной печи с псевдооживленным слоем приведены в табл. 1.3.

Для увеличения срока службы траков, изготавливаемых из низколегированных износостойчивых сталей, они проходят термообработку, включающую нагрев под закалку, закалку и отпуск. По заводской технологии нагрев траков производится в газо-пламенных печах.

1.3. Техничко-экономические параметры опытно-промышленной печи с псевдооживленным слоем

Мощность электронагревателей печи, кВт	45
Расход воздуха, м ³ /ч	518
Производительность печи, кг/ч	до 100
Скорость воздуха в печи, м/с	0,8
Количество селитовых нагревателей, шт.	12
Габаритные размеры:	
длина, м	1,8
ширина, м	1,25
высота, м	2,1

По заводской технологии в качестве закалочных сред используется вода и масло в зависимости от марки стали трака и назначения гусеничной машины. Нагрев траков занимает значительное время (по существующему регламенту – 4 часа). При этом траки загружают в печь «навалом». Учитывая неравномерность температур по объему печи и способ загрузки, трудно ожидать равномерности нагрева деталей и точности нагрева их до необходимой температуры.

Применение в качестве закалочных сред масляных и водяных ванн также сказывается отрицательно на качестве термообработки траков из-за присущей им неравномерности охлаждения, обусловленной образованием паровой пленки у поверхности деталей. Неравномерность охлаждения усугубляется сложной формой траков. В результате указанных отрицательных свойств применяемых нагревательных печей и закалочных сред имеется большая склонность траков к короблению и трещинообразованию.

Длительность выдержки траков в нагревательной печи приводит к значительному угару изделий – до 6 % от их веса. Использование масла в качестве закалочной среды при многотоннажном непрерывном производстве требует существенных затрат только на одно охлаждение масла. По требованиям пожарной безопасности температура масла не должна превышать 80 °С . Выполнение этого условия требует отвода тепла $(150...200) \cdot 10^3 \text{ ккал/ч}$ на одну тонну закаливаемых изделий.

Немаловажным фактором в технологии термообработки деталей с применением масла является необходимость утилизации отработанного масла. Неизбежность загрязнения парами масла атмосферы в цехе требует создания работоспособной вентиляционной системы, что практически не выполняется на большинстве предприятий.

Все вышеуказанное явилось основной причиной перехода к новым технологиям термообработки траков с использованием в качестве нагревающей и/или охлаждающей среды псевдооживленного слоя мелкозернистого теплоносителя.

В первом варианте экспериментальных исследований использованы электрические нагреватели, размещенные непосредственно в слое. Как было показано выше, высокая интенсивность теплообмена между слоем и поверхностью должна создавать для нагревателя более благоприятные условия работы, так как при одинаковой удельной мощности рабочая температура поверхности должна быть ниже в случае высокого значения коэффициента теплоотдачи, поскольку $q = \alpha \Delta t = \alpha (t_n - t_c)$.

В первом варианте опытов в качестве электронагревателей применены корундовые стержни, которые по паспортным данным работают при температуре на их поверхности до 1450 °С . Двенадцать нагревателей типа КЭН-450/300/70 были размещены горизонтально в два ряда над газораспределителем размером $290 \times 640 \text{ мм}$. Расстояние от решетки до 1-го и 2-го ряда, соответственно, 70 и 140 мм. Нагреватели были соединены параллельно и питались от сварочного трансформатора ТСД-2000 путем изменения подаваемого напряжения.

При температуре псевдооживленного слоя 950 °С по расчету перепад температур между слоем и поверхностью ожидался равным 250 °С , т.е. температура поверхности нагревателя должна быть равной 1200 °С .

Однако, при развитии псевдооживления и видимом отсутствии застойных зон нагрев рабочей поверхности нагревателей был неравномерным. На участках нагревателя с более высокой температурой происходило налипание ожигаемых частиц электрокорунда $d = 0,32 \text{ мм}$, что приводило к снижению коэффициента теплоотдачи, перегреву и разрушению нагревателей. Нормальная стабильная работа нагревателей достигнута только до температуры слоя 600 °С .

Во втором варианте опытной печи применены нагреватели из нихромовой ленты сечением $2 \times 20 \text{ мм}$. Поверхность нагревателя – $0,6 \text{ м}^2$. Лента изгибалась по синусоиде в вертикальной плоскости и навешивалась на крючки (из стали Х20Н80Т, диаметром 4 мм), закрепленные в боковых стенках обмуровки печи. Стабильная работа нагревателей достигнута при температуре слоя 700 °С . Мощность нагревателей доходила до 20 кВт. При

дальнейшем увеличении ваттной нагрузки спирали перегорали. По-видимому, в печи не был достигнут расчетный коэффициент теплоотдачи между поверхностью нагревателя и слоем, в результате чего рабочая температура нагревателей превышала допустимую. Для проверки необходимо разместить в слое нагреватели с большей наружной поверхностью, чтобы снизить их удельную ваттную нагрузку и рабочую температуру.

В третьем варианте опытной печи подвод тепла осуществлялся путем сжигания дизельного топлива. Его распыление производилось путем установки над газораспределителем четырех форсунок от дизеля ЯАЗ-204. Дизельное топливо подавалось к форсункам под давлением от топливного насоса того же двигателя. Насос приводился во вращение электродвигателем постоянного тока мощностью 1 кВт. Расход топлива регулировался изменением числа оборотов двигателя и составлял 6...8 кг/ч.

Форсунки устанавливались горизонтально на высоте 8 мм над газораспределителем. На высоте 70 и 140 мм над решеткой расположены две спирали из нихромовой ленты. С помощью спиралей производился предварительный разогрев слоя до температуры 400 °С, т.е. до температуры воспламенения топлива. После включения системы питания и нагрева слоя до 600...650 °С, при которой стабилизируется режим горения жидкого топлива, электронагреватели отключались.

Дальнейший нагрев производился только за счет сгорания дизельного топлива. При достижении рабочей температуры в рабочем объеме слоя выбросов пламени из слоя не было. Время разогрева печи до рабочей температуры слоя 970 °С составляло три часа. По мере разогрева печи расход воздуха периодически уменьшался так, чтобы в печи скорость воздуха соответствовала (3,0...3,5)*N*. Время выхода на рабочий режим определяется допустимой скоростью прогрева обмуровки печи ~ 200 град/ч.

Температура псевдооживленного слоя в печи контролировалась хромель-алюмелевой термопарой с записью показаний на автоматический самопишущий потенциометр типа ЭПП-09.

После выхода на рабочий режим печи в нее загружался трак весом 12,5 кг. Загрузка детали в зону нагрева производилась сверху с помощью загрузочного устройства, нижний срез детали находился на расстоянии 120 мм от газораспределителя. Время нагрева трака до температуры 950 °С составляло ~ 6 мин, против четырех часов по заводской технологии. Время фазовых превращений соизмеримо со временем нагрева трака.

1.2.4. Использование биотоплива в качестве источника тепловой энергии

В последующих опытах вместо дизельного топлива использовали биотопливо, полученное из возобновляемых источников энергии. С этой целью была разработана специальная технология получения биотоплива. Для обеспечения надежной эксплуатации печей, работающих на жидком биотопливе, его качество должно отвечать эксплуатационным требованиям, предъявляемым к нефтяным топливам:

- обеспечивать хорошую воспламеняемость и достаточно полное сгорание;
- обеспечивать хорошее смесеобразование и распыл;
- иметь хорошую прокачиваемость;
- обеспечивать условия безопасной работы при эксплуатации и хранении;
- не вызывать повышенного нагарообразования на изделиях, закоксовывания форсунок, коррозию деталей.

Чтобы биотоплива из растительной биомассы были адекватны нефтяным углеводородным топливам, они должны не только удовлетворять основным вышеперечисленным требованиям, но и обладать лучшими экологическими свойствами (по сравнению с традиционным дизельным топливом).

Возобновляемой сырьевой органической базой для производства альтернативных источников энергии является растительная биомасса, ежегодный прирост которой намного перекрывает годовые потребности человечества в топливе. По существующим оценкам в процессе фотосинтеза образуется в мировом масштабе около 200 млрд. тонн биомассы в год, что намного превышает суммарную мировую добычу нефти, угля и природного газа. По мере истощения запасов нефти роль растительной биомассы в производстве энергоносителей будет неизменно возрастать.

Одним из наиболее перспективных видов энергетических ресурсов для применения в качестве топлива в двигателях внутреннего сгорания были признаны растительные масла, поскольку из всех имеющихся в распоряжении человечества «солнечных энергетических ресурсов» самыми эффективно действующими являются масличные растения. Они наилучшим образом решают проблему аккумуляции энергии в содержащих масло зернах на всех уровнях: под землей (земляные орехи), на земле (соя), над землей (рапс, лен, горчица, подсолнечник), на кустах (рицинус, хлопок, фундук), на деревьях (оливы, пальмы). Более 150 видов растущих по всему миру растений, способных вырабатывать масла – это наилучший выход самостоятельного решения энергетических проблем. Масло, как естественный натуральный продукт, можно получать обыкновенным выжиманием семян без химической обработки.

Еще в прошлом веке растительные масла не считались потенциальным сырьевым источником для производства топлива, поскольку являлись весьма дефицитными для производства пищевых продуктов. Например, стоимость растительных масел в несколько раз превышала стоимость дизельного топлива, получаемого из нефти.

В настоящее время ситуация коренным образом изменилась в сторону повышения цен на светлые нефтепродукты с одновременным постепенным снижением себестоимости производства растительных масел. Ис-

пользование кислородосодержащих альтернативных топлив позволяет обеспечить снижение эмиссии токсичных компонентов в продуктах сгорания топлива и уменьшить содержание в них диоксида углерода.

Другие актуальные проблемы связаны с необходимостью разработки простых и экономически целесообразных методов утилизации отходов масложировой перерабатывающей промышленности, ежегодно образующихся в больших количествах на предприятиях пищевого комплекса России. Исходным сырьем для получения биотоплива служат некондиционные растительные масла (прогорклые масла, фритюрный жир, высокоэруковые сорта рапсового масла и т.д.). До сих пор существенная часть этих отходов вывозится на свалки, загрязняя окружающую среду. В то же время основа этих отходов может быть использована для получения органического компонента топлива.

Во многих промышленно развитых странах разрабатываются технологии получения из растительных отходов органического компонента практически бездымного жидкого топлива. В конечном итоге это будет способствовать формированию исследований, ориентированных на решение одной из важнейших задач XXI в. – перехода от нефтяных к возобновляемым видам растительных энергоресурсов, из которых производят топлива, отвечающие современным экономическим и экологическим требованиям.

Приоритеты в топливно-энергетическом комплексе России состоят в развитии фундаментальных исследований для создания современных экологически безопасных технологий переработки растительной биомассы в топливо. Возможность использования возобновляемых источников энергоресурсов из растительной биомассы, прежде всего, определяется географическими, климатическими, экономическими, экологическими и другими факторами. Поэтому требуется рассматривать возобновляемые источники растительной биомассы, себестоимость возделывания и переработки которой наиболее благоприятна для выработки биотоплива в конкретном регионе.

Анализ современной ситуации в производстве биотоплива показывает, что наблюдается заметный разрыв между прикладными работами в области оптимизации и модификации классических технологических процессов и разработкой принципиально новых технологий переработки растительной биомассы.

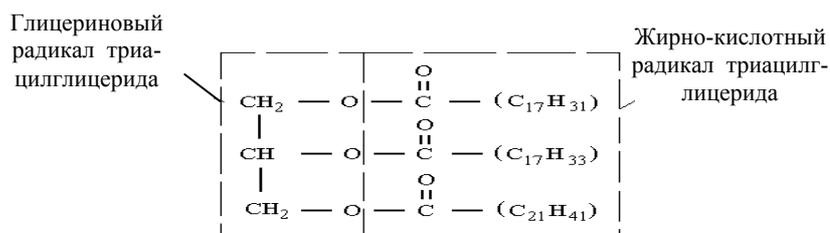
Для последних при наличии множества, к сожалению, часто противоречивых результатов практически отсутствует теоретически обоснованная научная база. Поэтому для превращения биомассы в топливо требуется проведение комплексных физико-химических исследований органических веществ, получаемых из растительных масел, совершенствование технологии выделения из этих видов сырья наиболее ценных (для производства топлива) ингредиентов и разработку новых методов их последующего превращения в топливную компоненту с новым комплексом свойств.

При осуществлении целенаправленной трансформации природных органических соединений наиболее распространены методы синтетической органической химии и органического катализа. Особенного внимания заслуживают интегрированные технологии переработки растительного сырья, использующие комбинацию химических, гидродинамических и термохимических процессов. Разработка и освоение таких технологий позволит достичь целого ряда преимуществ: снизить негативное антропогенное воздействие на природную среду, уменьшить потребление светлых нефтепродуктов, повысить степень использования растительной биомассы.

Известно, что растительные масла представляют собой смешанные триглицериды высших непредельных карбоновых кислот. В большинстве своем эти топлива значительно отличаются от традиционных жидких углеводородных топлив своими физико-химическими свойствами, которые оказывают основное влияние как на процесс сгорания топлив, так и на итоговые технико-экономические и экологические показатели работы печи.

Ближе по характеристикам к дизельному топливу продукты переэтерификации растительного масла – метиловые или этиловые эфиры высших жирных кислот. Ниже в качестве примера одного из возможных вариантов приведена формула одного из триацилглицеридов, входящих в состав рапсового масла.¹

Приведенный триацилглицерид содержит в своем составе по одной молекуле, например, линолевой, олеиновой и эруковой кислот, которые связаны с молекулой глицерина. Вместо указанных жирных кислот в составе ацилглицеридов могут быть другие в различном сочетании и расположении. Большое разнообразие в строении молекул ацил-глицеридов различных масел существенно влияет на их физические и химические свойства. Свойства жирных кислот, образующих ацилглицериды, определенным образом влияют на физико-химические свойства масел, в состав которых они входят.



Знание жирнокислотного состава рапсового масла имеет большое значение для эффективного синтеза органических соединений с требуемыми свойствами в качестве компонента биотоплива. Поэтому в первую оче-

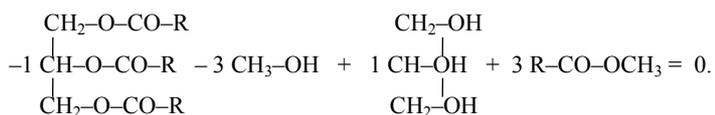
¹ В описании и разработке механизма процесса и технологии биотоплива принимала участие аспирантка А.П. Ликсутина.

редь необходимо определить процентный состав насыщенных (пальмитиновая, стеариновая) и ненасыщенных (олеиновая, линоленовая, эйкозеновая и эруковая) жирных кислот рапсового масла.

Глицериды жирных кислот при нагревании с нейтральным метиловым или этиловым спиртами даже при кипячении практически не изменяются. Но если к нагретому примерно до 80 °С жиру при хорошем перемешивании прилить двойной объем метилового спирта, в котором растворено немного щелочи (примерно 0,2 н. раствор), то через несколько минут из образовавшегося раствора начнет выделяться в виде отдельной фазы глицерин.

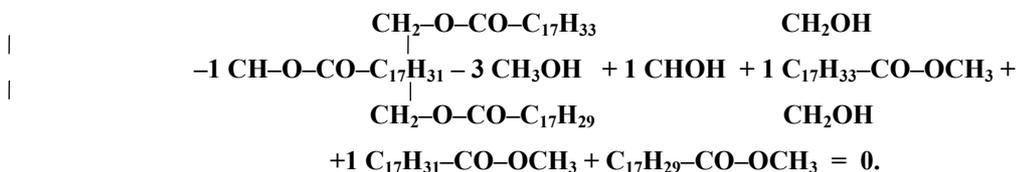
Анализы показывают, что в спиртовом растворе над слоем глицерина оказываются метиловые эфиры жирных кислот исходного жира с небольшим количеством глицеридов. Из глицеридов жирных кислот образуются метиловые эфиры. Такой обмен спиртов в сложных эфирах называют алкоголизом или, по названию применяемого спирта, метанолизом, этанолизом. В общем алкоголиз аналогичен гидролизу жиров с тем различием, что вместо воды атакующим реагентом является спирт. Подобно гидролизу алкоголиз триглицеридов протекает ступенчато.

Реакция алкоголиза в самом общем виде может быть выражена следующим образом:

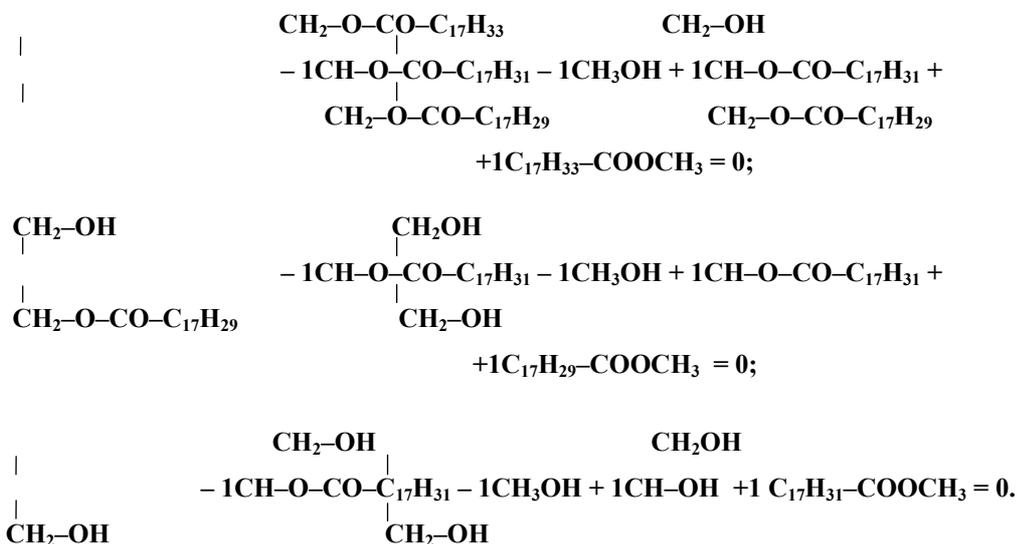


В этом уравнении R – общее обозначение для радикалов высших алифатических кислот, входящих в состав триглицеридов масел. В состав триглицеридов рапсового и подсолнечного масла входят радикалы приблизительно 15 кислот, однако большинство из них присутствует в минорных количествах (до 1 %). Основная масса молекул триглицеридов приходится на радикалы олеиновой, линолевой и линоленовой

кислот. Поэтому уравнение процесса метанолиза более точно можно представить в следующем виде:

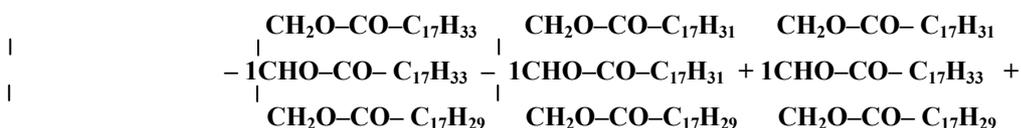


Алкоголиз триглицеридов протекает ступенчато с образованием ди- и моноглицеридов, а затем и свободного глицерина. Таким образом, реакцию метанолиза следует представить в виде серии последовательных реакций:



Формально эти реакции нуклеофильного замещения у атома углерода следовало бы считать реакциями второго порядка. Однако нуклеофильный реагент (спирт) берется для проведения реакции в большом избытке, можно считать эти реакции реакциями псевдопервого порядка и не учитывать влияние концентрации метилового спирта на скорость протекания реакции.

Побочная реакция переэтерификации схематически может быть представлена следующим уравнением:

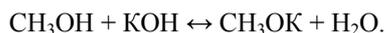




Как видно из приведенной схемы, в результате реакции образуются соединения того же класса, что и исходные вещества, а именно: триглицериды высших алифатических кислот. Можно предположить, что образующиеся соединения далее также вступают в реакцию метанолиза по указанным уравнениям. Учитывать все возможные варианты строения триглицеридов (включая радикалы всех 15 высших алифатических кислот) представляется нерациональным.

Осуществление метанолиза требует наличия катализатора, без которого он протекает крайне медленно даже при 250 °С.

В описанном выше опыте катализатором является метилат калия, образующийся в спиртовом растворе по равновесной реакции:



Равновесие реакции сильно сдвинуто влево, метилат калия образуется в небольших количествах. Поэтому для алкоголиза жира с метиловым спиртом лучше использовать спиртовой раствор алкоголята калия или натрия, которые можно получить растворением металлических К или Na в спирте. Механизм алкоголиза можно объяснить, приняв во внимание, что спирты имеют слабо кислотные свойства, а сложные эфиры – слабо основной характер. Глубина алкоголиза зависит от состава реагирующих эфиров и спирта. В случае алкоголиза триглицеридов глубина его наибольшая при применении метилового спирта, когда она достигает около 95 %. С увеличением молекулярного веса реагирующего спирта глубина алкоголиза уменьшается, определяясь положением установившегося равновесия; при применении этилового спирта для подсолнечного масла глубина алкоголиза равна примерно 35,3 %, а при применении амилового спирта – всего 11,5 %. Положение равновесия может быть сдвинуто изменением соотношения между количествами триглицеридов и спирта или путем вывода одного из образующихся продуктов, например глицерина, из зоны реакции.

Скорость алкоголиза в присутствии щелочных катализаторов зависит от многих факторов. Она увеличивается с увеличением температуры. Для установления равновесия при метанолизе требуется несколько минут. При метанолизе глицеридов жиров, содержащих, в основном, жирные кислоты с 18 атомами углерода, для протекания всего процесса при 80 °С практически требуется столько времени, сколько нужно для смешивания их с раствором щелочи в метиловом спирте. Скорость процесса увеличивается с увеличением концентрации алкоголята, что при применении едких щелочей эквивалентно увеличению концентрации их раствора. Однако при применении высоко концентрированных спиртовых растворов едкой щелочи одновременно с алкоголизом может происходить и существенное омыление жира.

При использовании для ускорения метанолиза обычных жиров раствора едкого кали его оптимальной концентрацией является примерно 0,2 н., а оптимальное отношение мольных количеств жира и метилового спирта равно примерно 1:4. На скорость и глубину алкоголиза оказывает известное влияние состав жирных кислот глицеридов. При увеличении силы кислоты алкоголиз замедляется, а положение равновесия сдвигается в сторону глицеридов. Для ускорения алкоголиза вместо едкого кали можно пользоваться едким натром, но с меньшим успехом. Таким же действием отличаются гидроксиды щелочноземельных металлов, хотя применение некоторых из них ограничивает их малая растворимость в спирте. Нами изучен ход реакции смеси рапсового и подсолнечного масла в присутствии гидроксида калия в качестве катализатора.

Хроматографические исследования проб масел показывают, что их качественный состав сходен. В состав триглицеридов этих масел входят остатки следующих алифатических кислот: 9-октадеценной (олеиновой); 9, 12-октадекадиеновой (линолевой); 9, 12, 15-октадекатриеновой (линоленовой); гадолеиновой (эйкозеновой); гексоденовой (пальмитиновой); октодекановой (стеариновой). Отличием рапсового масла является наличие более высокомолекулярной эруковой кислоты. Различия в объемных соотношениях реакционной смеси масел может привести к различиям в молярной массе реагирующей смеси.

Молярная масса может изменяться в широких пределах (930...980 г/моль) в зависимости от типа используемого рапсового масла (высоко- или низкоэруковое) и доли его в реакционной смеси. Мольное соотношение масло:спирт теоретически составляет 1:3, т.е. на 1 моль масла необходимо 3 моля спирта. В отличие от реакции этерификации (взаимодействие карбоновых кислот и спиртов с образованием сложных эфиров), реакция метанолиза необратима, так как в процессе метанолиза не выделяется вода. Но незначительные количества воды могут быть внесены с маслом или спиртом. Тогда для сдвига равновесия в сторону образования метилового эфира следует взять избыточное количество спирта. Установлено, что при использовании очень большого избытка спирта (пятикратного и выше) температура реакционной массы определяется температурой кипения метанола и не превышает 66 °С. Реакция метанолиза при такой температуре не осуществляется, метиловых эфиров высших непредельных кислот не обнаружено.

Снижение избытка спирта приводит к увеличению температуры реакции. Так, при соотношении масло:избыток спирта 1:4 температура реакционной массы достигает 70 °С, при соотношении 1:3 она повышается до 74 °С, а при соотношении 1:2 становится равной 80 °С. При этом после охлаждения наблюдается расслоение реакционной массы. Нижний слой представляет собой глицерин, в верхнем слое содержится смесь метиловых эфиров высших непредельных кислот и моно- и диглицеридов. Основные свойства смеси приведены в табл. 1.4.

Содержание моно- и диглицеридов в конечном продукте менее 5 % (объемн.). Строение продуктов реак-

ции было подтверждено с помощью ИК-спектра, представленного на рис. 1.19. Характеристические полосы валентных и деформационных колебаний (рис. 1.19) можно интерпретировать следующим образом.

Для сложных эфиров, прежде всего, характерны полосы валентных колебаний карбонильной группы (связи C=O). К ним следует отнести сильную полосу при 1744 см^{-1} . Для эфиров высших карбоновых кислот характерны также валентные колебания связи –C–O в области $1200\dots1170\text{ см}^{-1}$.

1.4. Физико-химические свойства используемых масел и смеси метиловых эфиров высших непредельных кислот и моно- и диглицеридов

Показатель	Рапсовое масло	Подсолнечное масло	Смесь эфиров
Плотность при $20\text{ }^{\circ}\text{C}$, кг/м^3	915	922	850...890
Кинематическая вязкость, $40\text{ }^{\circ}\text{C}$, $\text{мм}^2/\text{с}$	73,8	59,7	3,0...6,0
Температура, $^{\circ}\text{C}$			
Вспышки в открытом тигле, $^{\circ}\text{C}$	315	312	160...170
Застывания, $^{\circ}\text{C}$	-19	-21	-16...-20
Фракционный состав			
начала кипения, $^{\circ}\text{C}$	–	–	310...335
50 % перегоняется, $^{\circ}\text{C}$	–	–	330...346
конец кипения, $^{\circ}\text{C}$	–	–	336...354
Кислотное число, мг КОН/г	4,92	2,83	0,5...0,7
Зольность, %	0,01	0,01	0,005
Содержание воды, %	отсутствует	отсутствует	отсутствует
Механические примеси, %	отсутствует	отсутствует	отсутствует

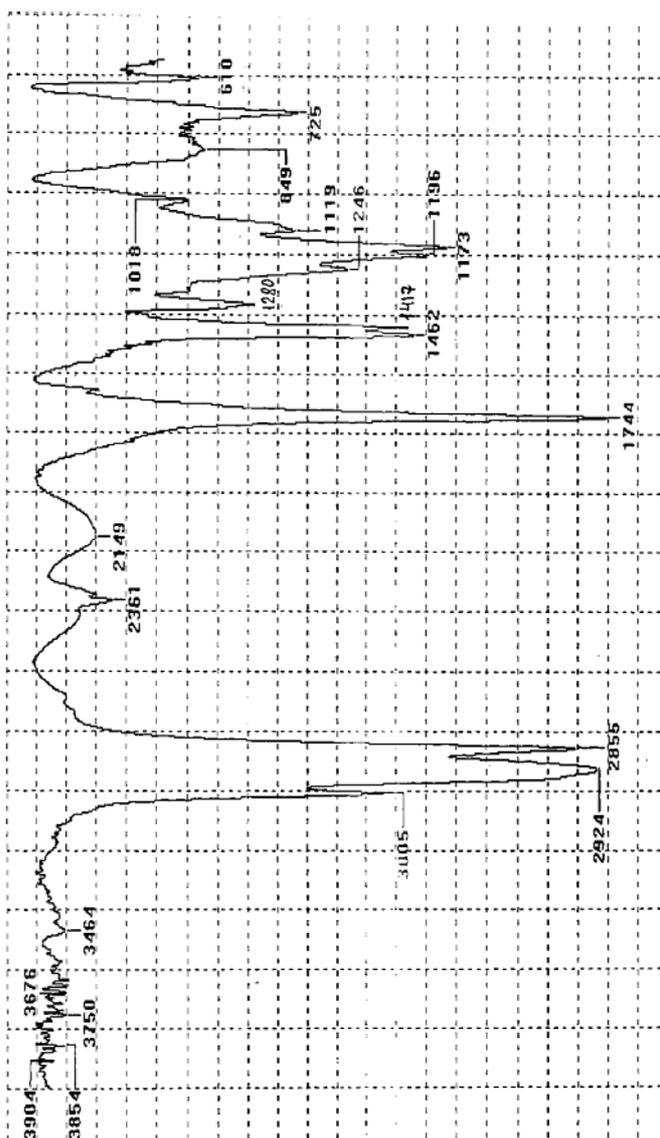


Рис. 1.19. ИК- спектр продукта реакции алкоголиза смеси подсолнечного и рапсового масел

Этим колебаниям в приведенном спектре соответствует полоса при 1173 см^{-1} . Наличие группы $-\text{OCH}_3$, симметричные валентные колебания которой обычно располагаются в области $2850\dots 2815\text{ см}^{-1}$, подтверждает полоса при 2855 см^{-1} .

Для карбоновых кислот эти же колебания находятся в интервале $1725\dots 1700\text{ см}^{-1}$ (димеры кислот) или при 1760 см^{-1} (мономеры кислот). Кроме того, для кислот характерны колебания свободной или связанной гидроксильной группы, лежащие в области $3550\dots 3500\text{ см}^{-1}$ (свободная группа), $3300\dots 2500\text{ см}^{-1}$ (широкая слабая полоса связанной гидроксильной группы), $955\dots 890\text{ см}^{-1}$ (любая гидроксильная группа). Поскольку характеристические полосы гидроксильной группы отсутствуют, можно с уверенностью отрицать наличие в смеси свободных карбоновых кислот.

Наличие двойных связей типа $\text{CHR} = \text{CHR}'$ характеризуется набором соответствующих полос. Полосы деформационных колебаний располагаются, как правило, для транс-изомеров – в области $1310\dots 1290\text{ см}^{-1}$, для цис-изомеров – в области $1420\dots 1400\text{ см}^{-1}$.

Полосы валентных колебаний располагаются и для транс-изомеров и для цис-изомеров в области $3040\dots 3010\text{ см}^{-1}$. Наличие в спектре полос при 1280 , 1417 и 3005 см^{-1} позволяет судить о присутствии непредельных соединений преимущественно в цис-конфигурации.

Полосы колебаний при 2924 , 2855 и 1462 см^{-1} следует отнести к асимметричным валентным колебаниям групп $-\text{CH}_2-$.

Присутствие очень слабых полос при 3676 и 3464 см^{-1} может означать наличие в смеси небольших количеств моно- и диглицеридов (свободные гидроксильные группы в виде мономеров и димеров).

Широкая полоса в области $3400\dots 3200\text{ см}^{-1}$, характерная для полиассоциированных гидроксильных групп, в спектре отсутствует, что позволяет исключить присутствие в смеси молекул глицерина.

Результаты исследований полученного нами биотоплива из рапсового масла, проведенные в Германии (на немецком оборудовании), подтверждают соответствие основных показателей качества требованиям Европейского стандарта EN 14214 (табл. 1.5 и 1.6).

Свойства жирных кислот, образующих триглицериды, влияют на физико-химические свойства масел и метиловых эфиров, в состав которых они входят. Кроме того, кислотный состав определяет и эксплуатационные характеристики метиловых эфиров как биотоплив (в том числе теплотворную способность).

Физико-химические свойства полученного биотоплива обеспечивают эксплуатационные характеристики, близкие к углеводородам дизельной фракции нефти, и приближаются к фракционному составу нефтяного топлива (рис. 1.20). Это позволяет применять биотопливо в качестве жидкого топлива, используемого при нагреве в высокотемпературных печах с псевдооживленным слоем.

1.5. Результаты исследований физико-химических свойств полученного биотоплива

Параметры	Фактические значения	Требования по стандарту DIN EN 14214	Методы испытаний топлива
Плотность при 15 °C , г/см^3	0,883	0,860 – 0,900	EN ISO 3675
Температура вспышки, °C	161	не ниже 120	prEN ISO 2679
Температура замерзания, °C	-19	-20	EN 116
Сульфатная зольность, % (масс.)	–	0,02	ISO 3987
Содержание воды, мг/кг	375	500	EN ISO 12937
Содержание механических примесей, % (масс.)	12,76	24	EN 12662
Нейтральное число, мг КОН/г	0,50	0,5	EN 14104
Содержание метанола, % (масс.)	0,05	0,2	EN 14110
Содержание моноглицеридов, % (масс.)	0,508	0,8	EN 14105
Содержание диглицеридов, % (масс.)	0,103	0,2	EN 14105
Содержание триглицеридов, % (масс.)	0,0015	0,2	EN 14105
Содержание свободного глицерина, % (масс.)	0,007	0,02	EN 14105
Общее содержание глицерина, % (масс.)	0,153	0,25	EN 14105
Вязкость при 40 °C , $\text{мм}^2/\text{с}$	3,7	3,5 – 5,0	EN ISO 3104
Содержание серы, мг/кг	–	не более 10	prEN ISO 20846

Йодное число, г I ₂ /100 г	113,9	не более 120	DIN EN 14214
Коксуемость 10 %-го остатка, %	0,01	0,3	EN ISO 10370
Цетановое число	–	не менее 51	EN ISO 5165
Окислительная стабильность при 110 °С, ч	–	не менее 6	EN 14103

1.6. Результаты хроматографических исследований структурного состава полученного биотоплива (EN 14103)

Количество атомов углерода : число двойных связей / кислота	%
C12:0 / Лауриновая	0,01
C14:0 / Миристиновая	0,05
C16:0 / Пальмитиновая	4,75
C16:1 / Пальмитоолеиновая	0,26
C18:0 / Стеариновая	1,99
C18:1 / Олеиновая	59,53
C18:2 / Линолевая	21,36
C18:3 / Линоленовая	9,27
C20:0 / Арахидиновая	0,67
C20:1 / Гадолеиновая	1,35
C22:0 / Бегеновая	0,36
C22:1 / Эруковая	0,15
C24:0 / Лигноцериновая	0,13
C24:1 / Нервоновая	0,12

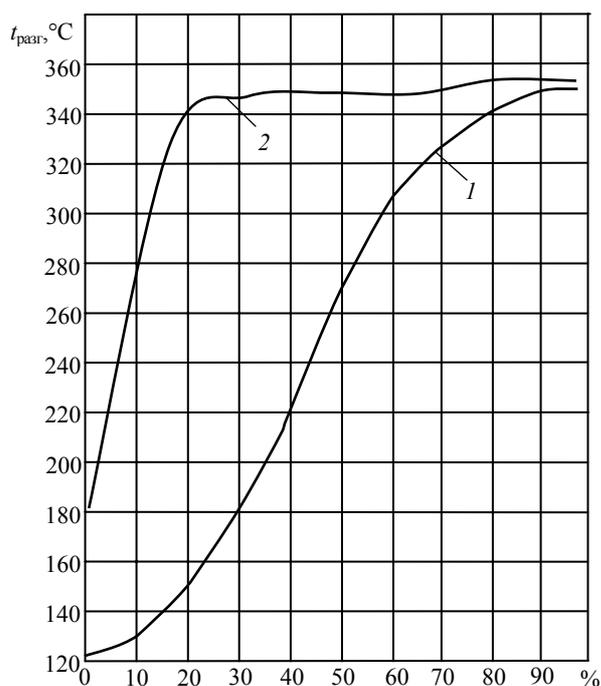


Рис. 1.20. Сравнительная характеристика фракционного состава стандартного дизельного топлива (кривая 1) и биотоплива (кривая 2)

Поскольку сгорание биотоплива происходит в высокотемпературном псевдооживленном слое, то наличие основных фракций топлива, выкипающих выше 340 °С, не оказывает негативного воздействия на характер его горения в слое теплоносителя.

Более того, при нагреве слоя до высоких температур (порядка 1000 °С) практически происходит полное сгорание даже той органической части топлива, которая не подлежит разгонке (остаток – менее 5 %).

Расход биотоплива при его сжигании в слое соизмерим с расходом дизельного топлива (различие не превышает 8...10 %), что обуславливает положительные результаты использования этого вида топлива при нагреве до высоких температур псевдооживленного слоя. Биотопливо намного меньше загрязняет атмосферу, нежели нефтяное (дизельное), и не имеет бензолового запаха. В продуктах сгорания биотоплива на 10 % меньше окиси углерода, на 50 % – сажи и ничтожно мало серы (0,005 % против 0,2 % у нефтяного топлива).

Расход топлива повышается примерно на 5...8 %. К наиболее существенным преимуществам биотоплива относится его высокая воспламеняемость, что позволяет использовать его в печах без прочих стимулирующих воспламенение веществ.

На рис. 1.21 показана типичная кривая нагрева стальных изделий в псевдооживленном слое частиц корунда 0,32 мм при использовании жидкого биотоплива. Проведенные на Свердловском заводе транспортного маши-

ностроения механические испытания и металлографический анализ показали соответствие показателей требуемым по технологическому регламенту. После нагрева до 910 °С трак подвергался закалке. Охлаждение траков производилось в опытной установке размером 220 × 670 мм и высотой 1500 мм в речном песке $d = 0,4$ мм, оживаемым воздухом. Охлаждение деталей происходило за 10 мин от начальной температуры 910 °С до конечной – 60 °С, т.е. со скоростью 85 град/мин.

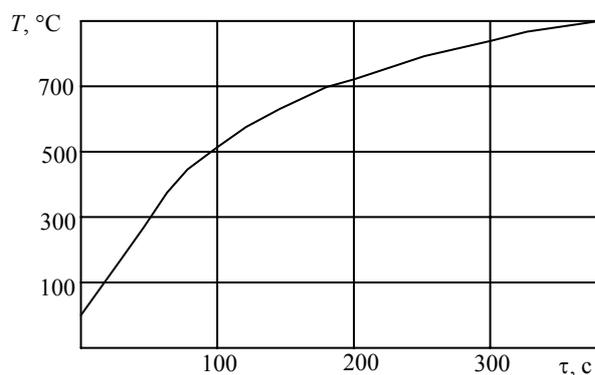


Рис. 1.21. Типичная кривая нагрева трака в псевдооживленном слое

Однако достигнутая скорость охлаждения оказалась недостаточной для получения требуемой структуры металла. Коэффициент теплоотдачи α , рассчитанный по кривой охлаждения в интервале температур от 950 до 600 °С, оказался равным 760 ккал/м²·ч·°С. В интервале от 920 до 350 °С величина $\alpha = 173$ ккал/м²·ч·°С. Среднее время охлаждения трака в масляной ванне составило 17 с в интервале температур от 920 до 400 °С.

Для увеличения скорости охлаждения трака в псевдооживленном слое и достижения критической скорости закалки проведено увлажнение псевдооживленного слоя водой. Здесь под критической скоростью закалки понимается минимальная скорость охлаждения, при которой происходит закалка стали 35СГМ. Оказалось, что скорость охлаждения в трехфазном псевдооживленном слое можно регулировать за счет соотношения весов жидкой $G_{ж}$ и твердой $G_{т}$ фазы в очень широких пределах. Для стали 35СГМ оптимальное соотношение $G_{ж}/G_{т} = 0,75$. Соотношение компонентов закалочной среды подбиралось для обеспечения идентичности кривой охлаждения в трехфазной среде с кривой охлаждения трака в масле. Кривая охлаждения трака в масле снималась отдельно (заранее). Для указанных условий был получен следующий состав закалочной среды: вода – 90 кг; шлифзерно – 120 кг; скорость воздуха до 1,0 м/с.

Недостатком данного способа является то, что при малой доле жидкой фазы с помощью аэрации не удается получить однородную трехфазную систему. Например, корундо-водная смесь (когда объем жидкой фазы составляет 1/10 объема твердых частиц) под действием аэрации образует устойчивые каналы, воронки. Погружение нагретого стального изделия для закалки в такую неоднородную среду приводит к неравномерному по поверхности изделия охлаждению, что ухудшает качество закалки.

Для контроля качества термообработки проведена закалка траков в масляной ванне. Испытания на твердость траков, закаленных в масле и трехфазном псевдооживленном слое, проведены на прессе Бринеля с диаметром шарика 10 мм при нагрузке 3000 кг. Диаметр отпечатков на траках, закаленных в псевдооживленном слое, 3,65, 3,75 и 3,65 мм; в масляной ванне – 3,2, 3,7 и 4,0 мм.

Анализ полученных данных показал, что закалка в псевдооживленном слое дает более стабильные результаты. Ударная вязкость образцов траков, закаленных в масле и в псевдооживленном слое, изменилась в положительную сторону. На рис. 1.22 показано сравнение охлаждения стального изделия массой 12,5 кг в псевдооживленном слое с применением комбинированных способов интенсификации переноса теплоты (кривая 2) и в масле (кривая 1).

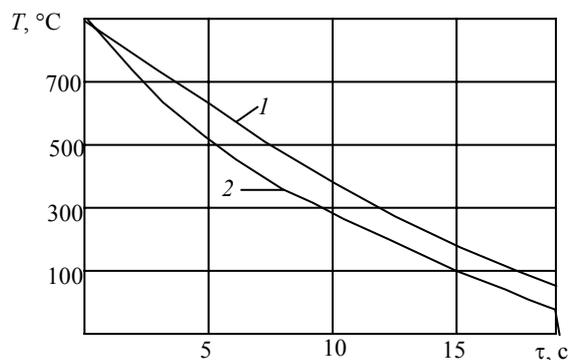


Рис. 1.22. Кривая охлаждения стального изделия (массой 12,5 кг)

Анализ рис. 1.21 и 1.22 показал, что использование псевдооживленного слоя наряду с комбинированными способами интенсификации переноса теплоты при термообработке изделий в псевдооживленных средах более эффективно, чем использование масел, и экологически, и экономически выгоднее.

Таким образом, проведенные исследования термообработки стальных изделий в псевдооживленном слое показали перспективность практического использования комбинированных способов интенсификации внешнего теплообмена. При этом происходило не только выравнивание локальных коэффициентов теплоотдачи по поверхности термообрабатываемых изделий, но и возможность этими способами задавать и выдерживать требуемый темп нагрева или охлаждения в любой зоне поверхности изделия.

Одной из проблем, часто сдерживающих внедрение печей для закалки изделий в псевдооживленном слое, является отсутствие механизации при проведении непрерывного процесса термообработки [46].

Благодаря использованию электронагрева и применению биотоплива, а также разработанных способов интенсификации переноса теплоты в псевдооживленных средах становится возможным не только улучшение качества термообрабатываемых изделий, но и эффективное управление и автоматизация рассматриваемых процессов.

Главным регулируемым параметром являлась температура в рабочей зоне печи закалочного агрегата. Топливо сжигается на выходе из двух форсунок.

Соответствующий контроль температуры осуществлялся в двух точках рабочей зоны печи платиноводородно-платиновыми термомпарами, которые подключены к электронным регулирующим потенциометрам.

При отклонении температуры от заданного значения пневматические пропорционально-интегральные регуляторы потенциометров увеличивали или уменьшали подачу топлива через регулирующие клапаны. Во всех аварийных ситуациях прекращалась подача топлива к агрегату.

Под аварийными ситуациями подразумевались: отсутствие вентиляции; падение давления в подводящем топливопроводе ниже допустимого; выключение электропитания; отсутствие пламени в зоне горения; падение уровня псевдооживленного слоя в рабочей зоне печи; отсутствие необходимого давления в подводящих воздухопроводах; отсутствие давления для питания средств пневмоавтоматики.

Внедрение разработанных закалочных агрегатов позволило:

- сократить время нагрева изделий под закалку с четырех часов до шести минут;
- повысить точность и равномерность нагрева изделий, обуславливающих стабильное качество термообработки;
- применение биотоплива для быстрого нагрева изделий в псевдооживленном слое позволило существенно устранить негативное влияние антропогенной деятельности человека на окружающую среду;
- использование разработанных способов интенсификации теплообмена позволило исключить из технологического процесса закалки масло, требующее, в частности, охлаждающей установки с поверхностью теплообмена в 21 м^2 и сложной автоматики;
- закалка в псевдооживленном слое целиком исключила опасность возникновения пожара и существенно улучшила атмосферу в цехе.

Поскольку основная роль в организации гидродинамических условий около термообрабатываемых изделий принадлежит газораспределителю, то рассмотрим теоретические основы создания перспективных газораспределителей, применение которых поможет повысить эффективность использования аппаратов с псевдооживленным слоем.

1.3. ГИДРОДИНАМИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ РАБОТЫ СЛОВЕВЫХ ГАЗОРАСПРЕДЕЛИТЕЛЕЙ

Одной из важнейших проблем, возникающих при проектировании аппаратов с псевдооживленным слоем, является обеспечение заданного распределения потоков частиц и газа по сечению аппарата. Интенсивность процессов переноса обусловлена, прежде всего, способом и качеством распределения оживающего агента у основания псевдооживленного слоя, формирующего определенным образом направление циркуляции этих потоков.

Основным параметром, характеризующим газораспределители, является их гидравлическое сопротивление, которое зависит от скорости истечения газа из отверстий, его плотности и конструкции устройств для распределения потока газа на входе в слой дисперсного материала.

Большинство известных формул [48] построено на связи между указанными величинами, но все они не учитывают влияния псевдооживленной среды, расположенной над газораспределителем, так как сама связь между указанными величинами получена в гидродинамике однофазных потоков.

Засыпка слоя зернистого материала на газораспределитель приводит к изменению его гидравлического сопротивления. В литературе указывается как на уменьшение [49], так и на увеличение [50] сопротивления газораспределителей различной конструкции при наличии над ними в аппарате слоя зернистого материала. Поэтому необходимо подробно рассмотреть этот вопрос.

Под сопротивлением газораспределителя понимают разность статических давлений по обе стороны газораспределителя ($p_1 - p_2$), причем давление непосредственно над решеткой p_2 принимают равным давлению p_a среды, в которую происходит истечение газа. Такое явление наблюдается только в случае свободной турбулентности [51, 52], когда давление над решеткой постоянно по всему объему.

Наличие стенок аппарата, даже незначительной высоты, приводит к изменению давления p_2 , по сравнению с давлением p_a окружающей среды в аппарате, так как суммарное количество движения в различных сечениях за решеткой неодинаково. Величина давления p_2 зависит, главным образом, от скорости истечения струи u_0 ,

доли живого сечения газораспределителя φ и угла β между осями газораспределителя и осью аппарата. Механизм взаимодействия струек, истекающих, например, из отверстий газораспределителя, весьма сложен. Только для частного случая $\beta = 0$ показан расчет профиля скорости газа для системы струй, истекающих в пустой аппарат и в псевдооживленный слой [53].

Перепад между давлениями в аппарате и непосредственно над газораспределителем ($p_a - p_2$) может быть легко определен с помощью теоремы импульсов [51, 52], имеющей вид

$$\cos \beta \rho_r w_\phi u_0 F - 2\pi \int_{-R}^{+R} \rho_r w_r^2 dr = p_a - p_2, \quad (1.2)$$

где w_ϕ – скорость фильтрации газа; ρ_r – плотность газа; F – площадь.

Преобразовав уравнение (1.2), получим

$$\cos \beta \rho_r w_\phi u_0 - \rho_r w_\phi^2 = p_a - p_2. \quad (1.3)$$

Полагая, что $w_\phi/u_0 = \varphi$, получим

$$\frac{p_a - p_2}{\rho_r w_\phi^2} = \frac{\cos \beta}{\varphi} - 1. \quad (1.4)$$

Рассмотрим четыре характерных случая:

1. При $\beta = 0$ (факельный газораспределитель) величина $\frac{\cos \beta}{\varphi} - 1 > 0$ и давление по мере удаления от газораспределителя растет. Подобный случай описан в [52], где исследовано истечение струй в трубу, заполненную неподвижной и движущейся средой.

2. При $\beta = \arccos \varphi$ (вихревой газораспределитель) давление над газораспределителем p_2 равно атмосферному.

3. При $\beta = 90^\circ$ (колпачковый газораспределитель) давление над газораспределителем будет увеличенным по сравнению с давлением в аппарате, но в верхних сечениях будет уменьшаться до атмосферного.

4. При $\beta = 180^\circ$ струйки газа вытекают из отверстий, ударяются в преграду и изменяют свое направление. Давление над газораспределителем при этом будет наибольшим и численно равным

$$\frac{p_a - p_2}{\rho_r w_\phi^2} = -\frac{1 + \varphi}{\varphi}. \quad (1.5)$$

При засыпке зернистого материала весом G на газораспределитель давление над ним возрастает (при условии $w_\phi > w_{кр}$) до величины

$$p'_1 = p_1 + G/F. \quad (1.6)$$

Сравнивая перепады давлений на газораспределителе при наличии над ним псевдооживленного слоя и без него, получим

$$(p'_1 - p'_2) - (p_1 - p_2) = p_1 + G/F - G/F - p_1 + p_2 = p_2. \quad (1.7)$$

Таким образом, различие в сопротивлении «сухого» газораспределителя при наличии над ним псевдооживленного слоя характеризуется величиной давления p_2 над газораспределителем в пустом (без слоя материала) аппарате. Исключение составляет вихревой газораспределитель, для которого $\beta = \arccos \varphi$ и $p_2 = p_a$.

При использовании факельного газораспределителя сопротивление его уменьшается при засыпке зернистого материала в аппарат, так как над газораспределителем наблюдается пониженное давление по сравнению с давлением на выходе из аппарата (рис. 1.23).

При $\beta > \arccos \varphi$ сопротивление газораспределителя при наличии над ним псевдооживленного слоя зернистого материала будет больше, чем у газораспределителя в пустом аппарате. Это обусловлено существованием повышенного давления $p_2 > p_a$ над газораспределителем в пустом аппарате. Такое повышение давления проявляется еще и вследствие того, что между псевдооживленным слоем и газораспределителем образуется газовая «подушка».

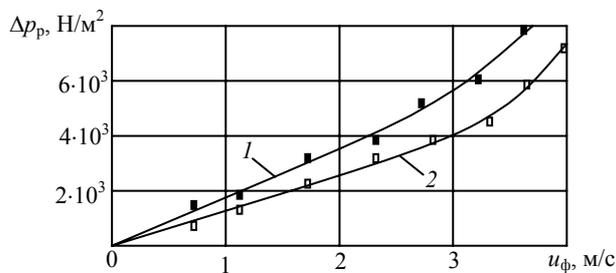


Рис. 1.23. Сопротивление газораспределителя ($\beta = 0$) в пустом аппарате (кривая 1) и при наличии псевдооживленного слоя (кривая 2)

Различием в сопротивлениях газораспределителя в пустом аппарате и при наличии над ним псевдооживленного слоя обусловлена причина неточности методики определения перепада давлений в псевдооживленном слое посредством вычитания из суммарного перепада давлений на газораспределителе и в псевдооживленном слое сопротивления газораспределителя в пустом аппарате, что часто используется в экспериментальных исследованиях [54]. Величину давления над газораспределителем следует учитывать при подборе дутьевого устройства для аппаратов с псевдооживленным слоем. Практически наиболее просто конструктивно добиться равенства давлений p_2 и p_a можно при использовании слоевых газораспределителей. Для этого нужно, чтобы верхняя ограничивающая газораспределитель сетка имела большую долю живого сечения. У слоевых газораспределителей $\cos \beta \approx 1$, поэтому при устремлении ϕ (в данном случае живого сечения сетки) к единице, согласно уравнению (1.4) $p_2 \rightarrow p_a$. Это одно из положительных свойств слоевых газораспределителей.

Газораспределители формируют поток газа и частиц по всему объему слоя, что обуславливает существенное влияние на структуру слоя не только в прирешеточной области, но и во всем его объеме. Частицы твердой фазы можно привести в псевдооживленное состояние только при определенном соотношении сопротивлений газораспределителя и слоя. От конструкции газораспределителя зависит образование застойных зон, размеры газовых пузырей, равномерность температурного поля, интенсивность межфазного и внешнего теплообмена.

В ряде работ [54] указывается на преимущество использования пористых газораспределителей для устойчивой работы аппаратов с псевдооживленным слоем. Однако пористые керамические газораспределители имеют неравномерный по их площади коэффициент сопротивления, а также в различных элементах при монтаже газораспределителей из отдельных секций (например, при установке их в протяженных горизонтальных аппаратах для вулканизации длинномерных резиновых изделий) поры довольно быстро забиваются пылью, что приводит к появлению застойных зон по длине и сечению аппарата, обуславливая нарушение нормального режима работы печей или вулканизаторов.

Проведенные нами исследования показали, что сопротивление керамического газораспределителя увеличилось на 100 Н/м^2 уже после 30 часов работы вулканизатора с псевдооживленным слоем, а слоевого газораспределителя – только на 60 Н/м^2 за 300 часов работы. При использовании слоевых газораспределителей можно регулировать их сопротивление изменением высоты засыпки дисперсного материала. Конструкция слоевых газораспределителей позволяет формировать практически любой профиль скорости газа у основания псевдооживленного слоя.

Для исследования возможности управления структурой псевдооживленного слоя были сконструированы и испытаны беспровальные слоевые газораспределители. Они позволяли получать необходимый профиль скорости оживающего агента на входе в псевдооживленный слой: симметричный относительно оси аппарата диаметром 172 мм с максимумом скорости, расположенным на оси аппарата или у стенки, т.е. выпуклый или вогнутый, а также равномерный – по площади газораспределителя.

Общие требования, предъявляемые к беспровальным газораспределительным устройствам, независимо от конкретного технологического процесса известны [54] и сводятся к следующим: обеспечение такого распределения оживающего агента по сечению аппарата, которое в максимальной степени ограничило бы образование застойных зон в слое; поддержание слоя и предотвращение завала транспортных линий твердым материалом в случае внезапного уменьшения или прекращения подачи оживающего агента; простота конструкции и изготовления, доступность осмотра и ремонта, надежность в работе, обеспечение минимально возможного расхода энергии на транспорт оживающего агента через газораспределитель. В условиях проведенных нами экспериментов существенными были, с нашей точки зрения, первые три требования из общепринятых. Здесь определяющую роль играло не абсолютное значение коэффициента гидравлического сопротивления газораспределителя, а заданная неравномерность распределения коэффициента сопротивления газораспределителя по сечению.

Как следствие этого, имели неравномерное распределение расхода оживающего агента, приходящегося на единицу площади аппарата, сохраняющееся при определенных условиях по всему объему псевдооживленного слоя. Кроме того, в нашем исследовании к вышеперечисленным общим требованиям добавилось еще одно. Полученная неравномерность распределения потока оживающего агента в аппарате без слоя, т.е. на «сухой» решетке, должна была качественно воспроизводиться при наличии слоя, т.е. положения максимумов и минимумов скорости должны оставаться неизменными – на оси или у стенки аппарата.

В количественном отношении должна быть обеспечена полнота псевдооживления зернистого материала и, следовательно, среднестатистические, неизменные во времени, локальные значения скорости оживающего агента, порозности и т.д. В нашем случае термин «неравномерность» не означал наличия застойных зон в псевдооживленном слое. Здесь можно говорить о «неравномерной» равномерности распределения потоков оживающего агента по сечению аппарата или макронеравномерности [47].

Как показано выше, причина неравномерности распределения потока оживающего агента по сечению и объему псевдооживленного слоя определяется, в первую очередь, конструкцией газораспределительного устройства. Равномерность распределения газового потока зависит от гидравлического сопротивления газораспределителя, в частности, от величины коэффициента гидравлического сопротивления решетки.

Он должен быть достаточно высок для обеспечения растекания набегающего с данной неравномерностью на газораспределитель потока [48]. С другой стороны, причины неравномерного распределения потока оживающего агента по сечению и объему слоя следует искать в наличии застойных зон, вызванных, при прочих равных условиях, чисто геометрическими параметрами решетки и перемежающихся с газовыми «каналами». Относительное количество зернистого материала в этих застойных зонах может оказаться существенным в слоях малой высоты, но теряет свое значение с ростом высоты слоя [54].

Для получения равномерного псевдооживления в работе [50] были выработаны требования к газораспределителям, в основном, сводящиеся к двум.

Первым условием, противодействующим каналообразованию, является устройство настолько мелкой решетки, чтобы против каждой лежащей на ней частицы приходилось не только отверстие, но и средней величины «глухая» поверхность. Тогда не одно «дефектное» место, даже имеющее ширину, равную диаметру частицы, не окажется в исключительно благоприятных условиях для развития канала. Таким образом, шаг отверстий не должен превышать диаметра частиц, лежащих непосредственно на решетке. Дальнейшее уменьшение шага и диаметра отверстий, по-видимому, несущественно.

Второе условие – сопротивление решетки при рабочей скорости фильтрации должно быть настолько велико, чтобы обнажение части ее не могло резко уменьшить скорость фильтрации оживающего агента в закрытых материалом местах и сделать ее ниже минимально необходимой для псевдооживления. Тогда не будет «стабильных каналов», так как стенки их будут «размыты».

По мнению J. Lehmann и K. Schugerl, при прочих равных условиях, для получения равномерного газораспределения и однородного псевдооживления поток газа, выходящий из газораспределителя, должен быть диффузионным и не иметь струйчатого характера [55]. Этому требованию наиболее полно отвечают слоевые газораспределители, выполненные в виде засыпок [54].

Вышеперечисленные общие и специфические требования были положены нами в основу при разработке и испытании конструкции газораспределительного устройства. На рис. 1.24 изображен примененный в нашем исследовании четырехсекционный газораспределитель, представляющий собой секционированную засыпку, зажатую с двух сторон сетками.

Заранее принятое различие в гранулометрическом составе наполнителя по секциям создавало в каждой из секций свою величину коэффициента гидравлического сопротивления зернистого слоя. Это, в свою очередь, позволяло получить необходимый профиль скорости оживающего агента у основания слоя в прирешеточной зоне. Газораспределитель был выполнен четырехсекционным, так как поисковые эксперименты показали, что четыре секций вполне достаточно для получения необходимого и монотонно изменяющегося профиля скорости оживающего агента у основания слоя. Вместе с тем, применение засыпки в качестве газораспределителя обусловило постепенное растекание потока газа от одного слоя наполнителя к другому в пределах каждой секции, следствием чего явилось меньшее искривление линий тока, чем у обычной плоской решетки.

Известно, что по этой причине профили скоростей в конечных сечениях за «сухими» решетками, выполненными в виде засыпок, не только не деформируются, но еще более выравниваются [48]. В нашем случае следует говорить о выравнивании потока оживающего агента при прохождении через газораспределитель в пределах высоты решетки в каждой секции. В качестве наполнителя нами была

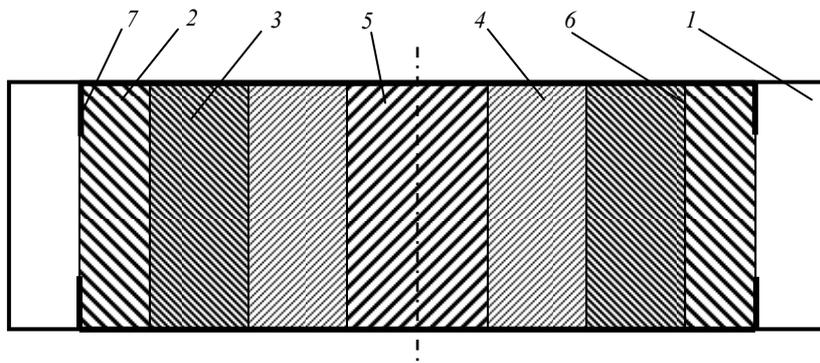


Рис. 1.24. Газораспределитель:

1 – обойма; 2 – секция 1; 3 – секция 2; 4 – секция 3; 5 – секция 4; 6 – кольца; 7 – сетка

использована свинцовая дробь различного диаметра d_i , т.е. засыпка состояла из элементов сфериче-

ской формы с гладкой поверхностью. Это несколько упростило задачу расчета и аналитического описания газораспределителя, примененного в нашем исследовании.

С другой стороны, сама конструкция с применением дробы давала возможность проводить эксперименты при относительно больших числах псевдооживления без нарушения стабильности структуры зернистого слоя в секциях, т.е. с течением времени заданная неравномерность распределения коэффициента гидравлического сопротивления решетки по сечению сохранялась.

Для определения основных характеристик секционированных слоевых газораспределителей воспользуемся полученным нами экспериментально фактом, что перепады давлений на каждой секции решетки равны между собой. При заданных размерах секций F_i , аппарата F_a , частиц наполнителя d_i и высотах h_i неподвижного слоя зернистого материала в секциях решетки необходимо определить скорость газа u_i на выходе из каждой секции и перепад давлений Δp_p на решетке.

Для определения перепада давлений в слое неподвижного зернистого материала известны многие полуэмпирические зависимости, разнообразие которых связано с различным подходом к выбору определяющего размера, скорости газа и критерия Рейнольдса [56]. Существуют одночленные зависимости с переменным показателем степени, позволяющие охватить все режимы фильтрации скорости газа [54, 56 – 58].

Наибольшее распространение получила двухчленная зависимость Эргана [59], которая применима как в ламинарной, так и в турбулентной области скоростей фильтрации

$$\frac{\Delta p_p}{h_i} = 150 \frac{(1 - \varepsilon_{0i})^2}{\varepsilon_{0i}^3} \frac{\mu_r}{d_i^2} u_i + 1,75 \frac{(1 - \varepsilon_{0i})}{\varepsilon_{0i}^3} \frac{\rho_r}{d_i} u_i^2, \quad (1.8)$$

где ε_{0i} – порозность неподвижного слоя зернистого материала в i -й секции решетки; $i = 1, 2, 3, \dots, n$; n – число секций.

Первый член уравнения (1.8) отражает влияние вязкостных сил, второй – инерционных. Уравнение (1.8) будем использовать при определении перепада давлений слоевого газораспределителя, формирующего различный профиль скорости газа в аппарате.

Так как нахождению подлежит $(n+1)$ переменная, то замыкаем искомую систему уравнением неразрывности

$$u = \sum_{i=1}^n u_i f_i, \quad (1.9)$$

где $f_i = F_i/F_a$.

Поскольку система уравнений (1.8) и (1.9) нелинейная, то при $n > 2$ решить ее возможно только численным методом, например, с использованием ПК. Однако можно упростить процедуру решения, воспользовавшись тем, что каждый член уравнения Эргана отражает влияние определенных сил. При ламинарном режиме движения оживающего агента пренебрегаем силами инерции, а при турбулентном течении – силами вязкостного трения. Приближенное решение системы будет иметь вид: $d_i = \text{var}; h_i = h = \text{const}$.

Ламинарный режим:

Турбулентный режим:

$$u_k = \frac{u A_k d_k^2}{\sum_{i=1}^n A_i d_i^2 f_i}; \quad u_k = \frac{u \sqrt{B_i d_k}}{\sum_{i=1}^n (f_i \sqrt{B_i d_i})}; \quad (1.10)$$

$$\frac{\Delta p_p}{h} = 150 \frac{\mu u}{\sum_{i=1}^n A_i d_i^2 f_i}; \quad \frac{\Delta p_p}{h_p} = 1,75 \frac{d_0 u^2}{\left(\sum_{i=1}^n f_i \sqrt{B_i d_i} \right)^2}, \quad (1.11)$$

где $A_i = \varepsilon_{0i}/(1 - \varepsilon_{0i})^2$; $B_i = \varepsilon_{0i}^3/(1 - \varepsilon_{0i})$; $k = 1, 2, 3, \dots, n$.

Определенные по указанной методике значения u_i и Δp_p для слоевых газораспределителей, формирующих различным способом выпуклые, вогнутые и синусоидальные входные профили скорости газа, совпадали с экспериментальными с точностью до 5...10 %.

Если по регламенту ведения данного процесса в псевдооживленном слое нам известна конфигурация входного профиля, то задача расчета характеристик слоевого газораспределителя сводится к определению значений d_i и h_i , для которых в рабочих диапазонах скоростей фильтрации будут наблюдаться устойчивые режимы работы аппаратов при минимальных значениях Δp_p .

Практические рекомендации для выбора величины гидродинамического сопротивления газораспределителя при проектировании аппаратов с псевдооживленным слоем лежат в широком диапазоне и часто противоречат друг другу [60–63]. В работе [61] указывается, что сопротивление газораспределителя должно быть большим или равным сопротивлению слоя. В других исследованиях [62, 63] рекомендуется принимать минимальное сопротивление газораспределителя в пределах $(0,2 \dots 0,1) \Delta p_{\text{сл}}$. Так, для пористого газораспределителя [63] при его линейной характеристике $\Delta p_{\text{pmin}} \approx 0,3k \Delta p_{\text{сл}}$, а при квадратичной – $\Delta p_{\text{pmin}} \approx 0,15k \Delta p_{\text{сл}}$. Здесь k – коэффициент, равный единице при минимальном псевдооживлении, а затем с ростом числа псевдооживления быстро уменьшающийся. Формирование за счет слоевого газораспределителя выпуклого про-

филя скорости газа позволяет добиться устойчивых режимов псевдооживления при меньшем, по сравнению с равномерным газораспределением, значением Δp_p .

Сравним по величине перепады давлений на двух слоевых газораспределителях, один из которых формирует плоский входной профиль, а другой – выпуклый. Первый газораспределитель реализован засыпкой частиц диаметром d , высотой засыпки – h_p . Второй газораспределитель реализован засыпкой тех же частиц, но высота засыпки в центральной секции $h_{p1} < h_p$, а в боковых секциях – $h_{p2} = h_p$ (рис. 1.25).

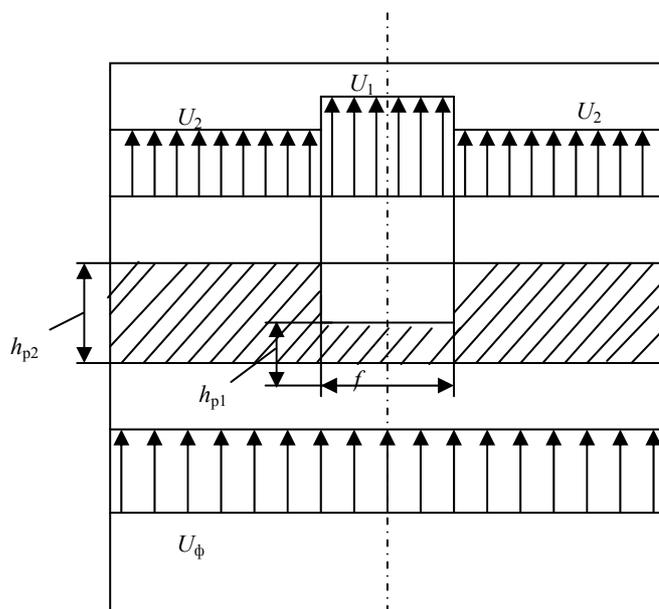


Рис. 1.25. Схема разделения потока воздуха на выходе из слоевого газораспределителя при различной высоте засыпки в секциях

Все параметры рассматриваются как функции одной координаты – расстояния от газораспределителя.

При движении оживающего газа через псевдооживленный слой энергия его расходуется на расширение слоя в целом и на перемещение частиц в нем. При постоянной скорости фильтрации изменение количества движения потока при движении через псевдооживленный слой, имеющий достаточную статическую высоту, определяется начальным распределением потока у основания слоя. Причем, чем более неравномерно распределение потока оживающей среды на выходе из газораспределителя, тем больше изменение количества движения потока при его течении в псевдооживленном слое. Установим связь параметров слоя с помощью дифференциальных соотношений термодинамики. Для простоты рассмотрим одномерную задачу. Изменение всех параметров рассматривается а объеме псевдооживленного слоя, но не во времени:

$$\partial p / \partial \tau = 0; \quad \partial T / \partial \tau = 0; \quad \partial w / \partial \tau = 0. \quad (1.12)$$

Разобьем объем псевдооживленного слоя на малые области, в пределах которых с любой степенью точности можно пренебречь изменениями параметров.

В случае, когда изменения параметров поперек псевдооживленного слоя соизмеримы с их изменениями вдоль псевдооживленного слоя (по ходу потока газа), то рассматриваются средние значения этих величин по сечению. Существуют различные способы осреднения параметров в поперечном сечении. Для скорости потока среднее значение можно определить следующим образом:

$$w_r = \frac{1}{F_c} \int_F \frac{w_r}{\varepsilon} dF \quad \text{или} \quad w_r = \frac{Q}{\bar{\varepsilon} F}, \quad (1.13)$$

где F_c – площадь поперечного сечения псевдооживленного слоя, m^2 ; Q – объемный расход газа, m^3/c ; $\bar{\varepsilon}$ – среднее значение порозности в сечении слоя; w_r – скорость фильтрации, m/c .

Давление газа по поперечному сечению не усредняют, так как оно остается по сечению практически постоянным.

Выравнивание температуры по объему псевдооживленного слоя происходит за счет интенсивного перемешивания частиц, так что температура газа в объеме псевдооживленного слоя практически постоянна. Исключение составляет узкая зона, непосредственно прилегающая к газораспределителю, так называемая активная зона межфазного теплообмена. Таким образом, упрощения привели нас к рассмотрению внутренней одномерной стационарной задачи. Накопленный экспериментальный материал подтверждает, что к потоку оживающего агента, движущемуся в псевдооживленном слое, применимы все термодинамические соотношения – уравнения состояния, дифференциальные соотношения и т.д.

Качественный анализ влияния начального распределения потока оживающего агента на выходе из газораспределителя на гидродинамику псевдооживленного слоя можно провести, используя аппарат классической термодинамики. Пусть в системе оживающий агент–слой взаимодействие рассматривается между газом и твердыми частицами. Первоисточник энергообмена – газ – имеет определенную скорость w_r , температуру T_r , давление p_r .

Для энергообмена необходимо отличие между скоростями газа и частиц ($w_r - w_t$), разность температур между газом и частицами ($T_r - T_t$). Газ, проходя между частицами, изменяет свой объем из-за уменьшения давления и изменения температуры, следовательно, есть и разность давлений (Δp). Движение газа в объеме псевдооживленного слоя происходит при наличии конечной разности давлений (Δp) между давлением в окружающей среде P^e и давлением в псевдооживленном слое P^i . Разность давлений вызывает деформационное взаимодействие, которое носит неравновесный (необратимый) характер

$$dU = P^e dV^e = P^i dV_r^e + \Delta p dV_{ir}^e, \quad (1.14)$$

где индексы « r » и « ir » соответствуют эффекту обратимого и необратимого взаимодействия.

Неравновесный (необратимый) характер взаимодействия приводит к возникновению вторичных эффектов, которые оцениваются слагаемым $\Delta p dV_{ir}^e$. Причем вторичные эффекты проявляются в изменении количества движения системы и в росте энтропии системы за счет работы трения. Если пренебречь потерями энергии на трение и диссипацию, то рассматриваемая система с неравновесным обменом количеством движения и теплом может рассматриваться трехпараметрической.

Такая условная система описывается уравнением, где $\Delta p dV_{ir}^e = wdI$. Тогда для трехпараметрической системы изменение внутренней энергии оживающего агента запишется в виде $dU = -pdV + wdI + TdS$. Сущность этого уравнения состоит в замене неравновесного процесса равновесным, причем каждой форме внешнего воздействия соответствуют строго определенные потенциал и координата.

Свойство внутренней энергии как функции состояния системы позволяет рассматривать ее дифференциал как полный

$$dU = \left(\frac{\partial U}{\partial S} \right)_{V,I} dS + \left(\frac{\partial U}{\partial V} \right)_{S,I} dV + \left(\frac{\partial U}{\partial I} \right)_{S,V} dI.$$

Данное выражение позволяет рассматривать изменение внутренней энергии элемента движущейся среды по отдельным степеням свободы.

При условии $V = \text{const}$ и $I = \text{const}$ деформация псевдооживленного слоя исключается и изменение количества движения газа в слое постоянно. Изменение внутренней энергии газа в слое может быть достигнуто только из-за теплообмена. В этом случае изменение внутренней энергии, связанное с эквивалентным обратимым теплообменом, имеет вид

$$dU_S = \left(\frac{\partial U}{\partial S} \right)_{V,I} dS = TdS. \quad (1.16)$$

При условии $S = \text{const}$ и $I = \text{const}$ исключается теплообмен оживающего агента с окружающей средой и количество движения – постоянно. Тогда изменение внутренней энергии может быть достигнуто только за счет обмена работой с окружающей средой:

$$dU_V = \left(\frac{\partial U}{\partial V} \right)_{S,I} dV = -PdV. \quad (1.17)$$

При условии $S = \text{const}$ и $V = \text{const}$ элемент движется без обмена теплотой и работой с окружающей средой. Тогда изменение внутренней энергии может происходить только из-за изменения кинетической энергии движущейся среды:

$$dU_I = \left(\frac{\partial U}{\partial I} \right)_{S,V} dI = wdI. \quad (1.18)$$

Следовательно, полное изменение внутренней энергии оживающего агента в псевдооживленном слое может быть представлено в виде слагаемых

$$dU = wdI - pdV + Tds \quad (1.19)$$

или после интегрирования

$$U = UV + US + UI + U_0,$$

где U_0 – постоянная интегрирования.

Из термодинамических уравнений типа (1.18), связывающих параметры псевдооживленного слоя, получим дифференциальные соотношения [47]:

$$-\left(\frac{\partial P}{\partial I} \right)_V = \left(\frac{\partial w}{\partial V} \right)_I; \quad (1.20)$$

$$\left(\frac{\partial I}{\partial V}\right)_w = \left(\frac{\partial P}{\partial w}\right)_V; \quad (1.21)$$

$$\left(\frac{\partial w}{\partial P}\right)_I = \left(\frac{\partial V}{\partial I}\right)_P. \quad (1.22)$$

Оценим поведение системы при различных воздействиях и условиях сопряжения с окружающей средой с помощью аппарата дифференциальных соотношений.

Рассмотрим наиболее важные из полученных соотношений.

Анализ соотношения (1.20) показывает, что с увеличением давления при условии $V = \text{const}$ и $I = \text{const}$ энтропия движущегося газа возрастает в соответствии с обычным термодинамическим соотношением $\Delta S = c_V \ln p_2/p_1$.

Следовательно, с увеличением T объем слоя при $S = \text{const}$ и $I = \text{const}$, как и его расширение должны уменьшаться. Действительно, с увеличением температуры линейная скорость газа растет и при этом увеличивается $I = \rho \cdot w^2$. Поскольку $I = \text{const}$, то нужно уменьшить скорость, а, следовательно, при этом уменьшится и объем слоя. В принципе можно уменьшить возросшее количество движения за счет изменения эпюры скоростей, т.е. сделав профиль более равномерным.

Однако такое уменьшение количества движения приводит к дополнительным потерям энергии на трение, а следовательно, и к росту энтропии, но по условию $S = \text{const}$, и уменьшать можно только за счет уменьшения расхода.

Анализ правой части показывает, что увеличение количества движения, подводимого в псевдооживленный слой оживающим агентом, приводит к уменьшению перепада давления и наоборот. Отсюда следует, что для усиления циркуляции твердой фазы в объеме слоя следует понижать статическое давление (или плотность оживающего агента) в аппарате, а для понижения циркуляции – повышать.

Анализ соотношения (1.21) показывает, что с увеличением давления при $V = \text{const}$ и $w = \text{const}$ энтропия движущегося газа растет вследствие возрастания потерь на трение.

Следовательно, с увеличением температуры объем слоя или доля пустот должна уменьшаться при $S = \text{const}$ и $w = \text{const}$, так как уменьшается плотность оживающего агента. Левая часть соотношения – положительна; с ростом температуры газового потока в псевдооживленном слое скорость дутья возрастает при $S = \text{const}$ и $w = \text{const}$. Тогда при увеличении количества движения газового потока в слое его энтропия также возрастает.

Таким образом, увеличение количества движения газа (в пределе – это подача всего количества газа через одно отверстие) возрастают необратимые потери энергии на трение. С ростом температуры движущегося газа порозность слоя уменьшается при $p = \text{const}$ и $w = \text{const}$.

1.4. ОПТИМИЗАЦИЯ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ ЗАТРАТ НА СОЗДАНИЕ ПСЕВДООЖИВЕННОГО СЛОЯ ПРИ СОХРАНЕНИИ ВЫСОКОЙ ИНТЕНСИВНОСТИ ВНЕШНЕГО ТЕПЛООБМЕНА

Одними из средств снижения затрат энергии на создание псевдооживленного слоя как промежуточного теплоносителя является уменьшение сопротивлений газораспределительных устройств и уменьшение объема насыпного слоя (его веса) при сохранении максимальных значений коэффициентов теплоотдачи.

Анализ литературных данных, приведенных в п. 1.3, показывает, что единого мнения о минимальной допустимой величине сопротивления решетки и ее влиянии на теплообмен погруженного в псевдооживленный слой тела нет. Одни авторы полагают, что сопротивление решетки должно быть больше или хотя бы равно сопротивлению слоя; другие считают, что сопротивление решетки должно быть меньше сопротивления слоя [70]. Поэтому нами [144] была поставлена задача – выяснить оптимальное сопротивление перфорированной решетки с точки зрения структуры псевдооживленного слоя, интенсивности процесса теплоотдачи и затрат мощности на прокачку теплоносителя.

Основными параметрами, характеризующими работу газораспределительных решеток, принято считать гидравлическое сопротивление решетки при рабочей скорости фильтрации или безразмерную величину этого сопротивления по отношению к сопротивлению слоя ($\Delta p_p/\Delta p_{сл}$) и живое сечение газораспределительного устройства – отношение суммарной площади отверстий в решетке к сечению слоя (φ , %). Параметр φ по сути дела не независимый, а производный от первого, так как при заданной рабочей скорости фильтрации чем меньше живое сечение, тем больше скорость газа в отверстиях решетки и выше ее гидравлическое сопротивление. Оценка устройств по живому сечению мало пригодна для точных расчетов, но удобна для ориентировочных оценок.

Опыты проводились в аппарате квадратного сечения $100 \times 100 \text{ мм}^2$, высотой 300 мм, высота насыпного слоя во всех опытах была одинаковой – $H_0 = 110 \text{ мм}$. Исследовалось девять перфорированных решеток. Отверстия в решетке на единице площади располагались в вершинах и центре квадрата со стороной 10 мм. Диаметры отверстий решеток: 0,5; 1,0; 1,5; 2,0; 2,5; 3,0; 3,5; 4,0; 5,0 мм, что соответствовало живому сечению решеток 0,79; 1,57; 3,53; 6,28; 9,82; 14,14; 19,24; 25,13; 39,27 %, соответственно. В качестве дисперсной фазы использовались стеклянные шарики (диаметр частиц слоя – $d = 0,675 \text{ мм}$), частицы корунда $d = 0,130 \text{ мм}$ и $0,510 \text{ мм}$, псевдооживаемые воздухом.

В середину слоя, на расстоянии 35 мм от газораспределительной решетки, помещался медный образец, диаметром $D = 30 \text{ мм}$, с вмонтированными в него нагревателем и тремя термопарами. С помощью термопар

измеряли температуру поверхности стенки образца и температуру слоя. Сопротивление решетки и сопротивление слоя измерялись микроманометрами. Коэффициент теплоотдачи определялся по стационарной методике.

В псевдооживленных слоях частиц диаметром $d = 0,675; 0,130; 0,510$ мм коэффициент теплоотдачи достигал максимума при числах псевдооживления $N = 2,0; 2,6; 2,4$, соответственно.

Применение решеток с различным сопротивлением (различным живым сечением) оказывало влияние на скорость и характер истечения оживающего агента из отверстий решетки и, следовательно, на структуру образующегося псевдооживленного слоя. Так, при использовании решеток с живым сечением $\varphi = 0,79; 1,57$ и $3,53$ % (большим гидравлическим сопротивлением) псевдооживленный слой был относительно однородным, наблюдались проскоки газа в виде небольших пузырей. При увеличении живого сечения решетки до $\varphi = 6,28; 9,82$ и $14,14$ % (уменьшении гидравлического сопротивления) псевдооживление становилось более неоднородным, с прорывами пузырей увеличенного размера и повышенным выбросом частиц в надслоевое пространство. Дальнейшее увеличение живого сечения решеток до $\varphi = 19,24$ и $25,13$ % приводило к тому, что внутри слоя возникали каналы, через которые протекала значительная доля оживающего агента, при этом остальная часть слоя оставалась малоподвижной. В аппарате с решеткой живым сечением $\varphi = 39,27$ % псевдооживление носило поршневой характер.

Так как общий вес частиц в эксперименте не изменялся ($\Delta p_{сл} = const$), поэтому относительное сопротивление решеток ($\Delta p_p / \Delta p_{сл}$) с различными живыми сечениями зависело только от самого перепада давлений на решетке (Δp_p) и возрастало с уменьшением ее живого сечения.

Из рис. 1.26, на котором показано при каких значениях относительного сопротивления решеток ($\Delta p_p / \Delta p_{сл}$) достигались максимальные значения коэффициентов теплоотдачи, следует, что на исследованных решетках для различных материалов коэффициент теплоотдачи ($\bar{\alpha}$) достигал максимума при числах псевдооживления $N = 2,0; 2,6; 2,4$ для частиц диаметром $0,675; 0,130; 0,510$ мм соответственно.

Минимальные значения ($\Delta p_p / \Delta p_{сл}$) на кривых рис. 1.26 соответствуют живому сечению решетки $\varphi = 39,27$ %, а максимальные – живому сечению $\varphi = 0,79$ %.

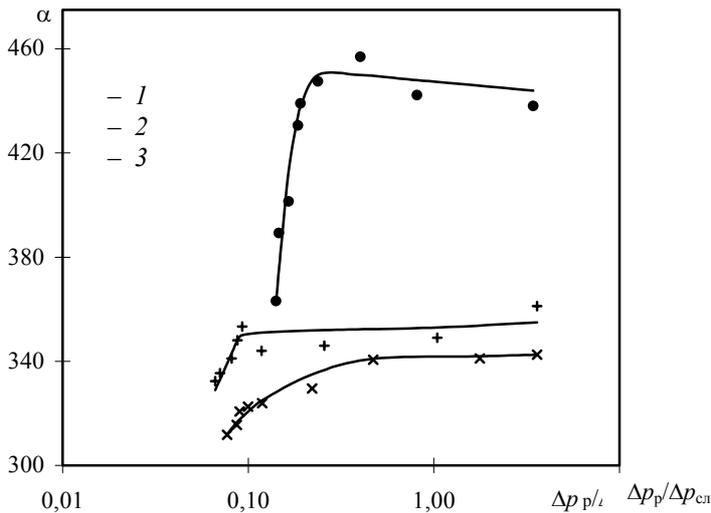


Рис. 1.26. Величина максимального коэффициента теплоотдачи $\bar{\alpha}$, Вт/(м²·К) в зависимости от $\Delta p_p / \Delta p_{сл}$: 1 – стеклянные шарики ($d = 0,675$ мм), $N = 2,0$; 2 – корунд ($d = 0,130$ мм), $N = 2,6$; 3 – корунд ($d = 0,510$ мм), $N = 2,4$

Как следует из полученных экспериментальных данных (рис. 1.26), для псевдооживленного слоя сферических частиц (стеклянные шарики) коэффициент теплоотдачи уменьшается при ($\Delta p_p / \Delta p_{сл}$) < 0,09 ($\varphi > 14,1$ %), а при дальнейшем увеличении ($\Delta p_p / \Delta p_{сл}$) (уменьшении живого сечения), остается постоянным. В слоях несферических частиц корунда ($d = 0,510$ мм) коэффициент теплоотдачи уменьшается при ($\Delta p_p / \Delta p_{сл}$) < 0,22 ($\varphi > 7,0$ %), при дальнейшем увеличении относительного сопротивления $\bar{\alpha}$ не изменяется. В слоях мелких частиц корунда ($d = 0,130$ мм) коэффициент теплоотдачи уменьшается при ($\Delta p_p / \Delta p_{сл}$) < 0,19 ($\varphi > 9,8$ %), а при более высоких значениях ($\Delta p_p / \Delta p_{сл}$) коэффициент теплоотдачи изменяется мало.

Анализ результатов экспериментов показал, что с точки зрения интенсивности теплообмена, целесообразно применять газораспределительные перфорированные решетки с живым сечением $\varphi < 7,5$ %.

Эффективность теплоносителя необходимо оценивать не только по достигаемым коэффициентам теплоотдачи, но и затратой энергии на преодоление сопротивления перемещению теплоносителя. На рис. 1.27 изображены зависимости потребляемой мощности на прокачку теплоносителя (P) от ($\Delta p_p / \Delta p_{сл}$) через те же исследуемые решетки и для тех же материалов. Шкала оси $\Delta p_p / \Delta p_{сл}$ – логарифмическая. На этом же рисунке представлены данные по максимальным значениям коэффициентов теплоотдачи, которые достигались при данных ($\Delta p_p / \Delta p_{сл}$). Минимальные значения ($\Delta p_p / \Delta p_{сл}$) на кривых рис. 1.27 соответствуют живому сечению решетки $\varphi = 39,27$ %, а максимальные – живому сечению $\varphi = 0,79$ %.

Из рисунка следует, что с увеличением сопротивления газораспределительной решетки мощность на прокачку теплоносителя для обеспечения максимальной интенсивности процесса теплоотдачи увеличивается. А

максимальные коэффициенты теплоотдачи практически не изменяются при $(\Delta p_p/\Delta p_{сл}) > 0,19$ ($\varphi < 9,82\%$) для крупных частиц (диаметр частиц слоя больше 0,5 мм) и при $(\Delta p_p/\Delta p_{сл}) > 0,087$ ($\varphi < 14,14\%$) для мелких (диаметр частиц меньше 0,5 мм). При уменьшении гидравлического сопротивления решеток (увеличение их живого сечения) ниже указанных выше значений, интенсивность процесса теплоотдачи ухудшается. Уменьшение коэффициента теплоотдачи от максимального до минимального значений для мелких и крупных частиц составило 20 и 9,5 % соответственно.

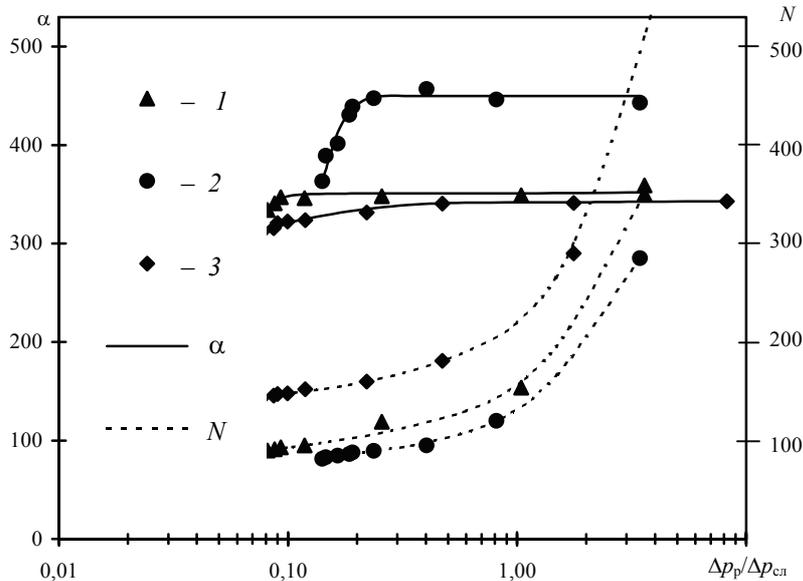


Рис. 1.27. Зависимость потребляемой мощности на прокачку теплоносителя P , Вт от $\Delta p_p/\Delta p_{сл}$ и изменение максимального коэффициента теплоотдачи α , Вт/(м²·К), достигаемого при данных $\Delta p_p/\Delta p_{сл}$:

1 – стеклянные шарики ($d = 0,675$ мм), $N = 2,0$; 2 – корунд ($d = 0,130$ мм), $N = 2,6$; 3 – корунд ($d = 0,510$ мм), $N = 2,4$

Нам представляется более правильным сравнивать эффективность псевдооживленных слоев (как промежуточных теплоносителей), получаемых на различных газораспределительных решетках, не только по величинам коэффициентов теплоотдачи при одинаковых числах псевдооживления (N), но и по затратам мощности на прокачку теплоносителя.

Коэффициент эффективности η [145] есть отношение количества теплоты Q , передаваемого от теплоносителя к поверхности теплообмена (или, наоборот) в единицу времени, к затраченной мощности N на прокачку данного теплоносителя ($\eta = Q/P$, где $Q = \bar{\alpha}F_T\Delta T$; при $F_T = 1$ и $\Delta T = 1$; $\eta = \bar{\alpha}/P$).

На рис. 1.28 представлены зависимости коэффициента эффективности (η) от относительного сопротивления решеток.

Как следует из рисунка, максимальные коэффициенты эффективности достигаются в аппаратах с псевдооживленным слоем, полученных на решетках с относительным гидравлическим сопротивлением 0,08...0,11 для крупных частиц и 0,18...0,24 для мелких частиц, что соответствует живому сечению $\varphi = (9,8...19,2)\%$ и $\varphi = (6,3...14,1)\%$, соответственно.

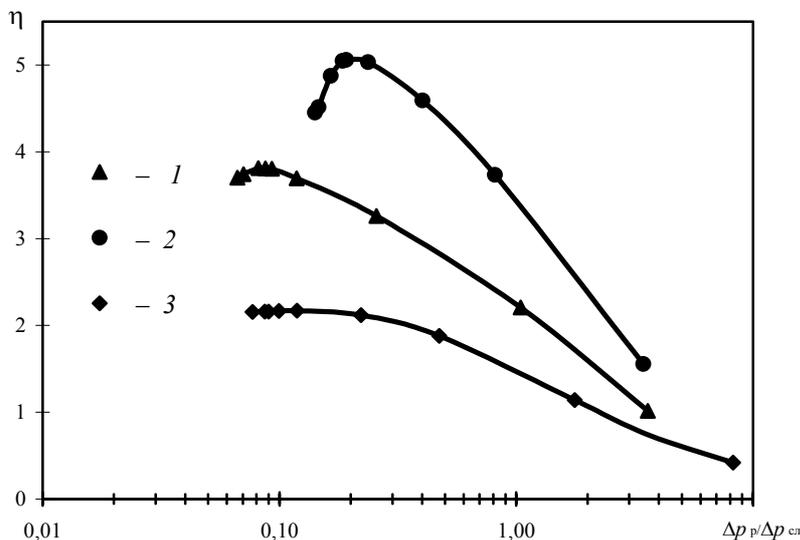


Рис. 1.28. Зависимость коэффициента эффективности (η) от $\Delta p_p/\Delta p_{сл}$: 1 – стеклянные шарики ($d = 0,675$ мм), $N = 2,0$; 2 – корунд ($d = 0,130$ мм), $N = 2,6$; 3 – корунд ($d = 0,510$ мм), $N = 2,4$

Использование решеток с живым сечением $\varphi > 14,1$ % уменьшает энергетические затраты на прокачку оживающего агента, однако интенсивность теплообмена в слоях (рис. 1.26), полученных на таких же решетках примерно до 20 и 9,5 % ниже (для мелких и крупных частиц, соответственно), чем в слоях, получаемых на решетках с $\varphi < 6,28$ % вследствие значительной неоднородности самого слоя (каналообразование, проскоки больших пузырей и поршней).

Из рис. 1.28 также следует, что коэффициент эффективности псевдооживленного слоя для решеток с сопротивлением $(\Delta p_p/\Delta p_{сл}) > 0,3$ ($\varphi < 6,28$ %) в 1,5 – 3,5 раза меньше, чем в слоях, полученных на решетках с $\varphi \geq 14,1$ %. Это объясняется тем, что для решеток с данным сопротивлением величина коэффициента теплоотдачи не изменяется, а затрачиваемая мощность на прокачку теплоносителя значительно увеличивается.

Анализируя данные, представленные на рис. 1.27 и 1.28, следует отметить, что с точки зрения интенсивности процесса внешнего теплообмена и оптимизации затрат мощности на прокачку теплоносителя, оптимальными являются аппараты с провальными решетками, относительное сопротивление которых для мелких частиц дисперсной фазы 0,185...0,215 и крупных частиц 0,09...0,12, что соответствует живому сечению $\varphi = (8...13)$ %.

Относительное сопротивление газораспределительной решетки и мощность, затраченная на прокачку теплоносителя, зависят от количества материала, насыпанного в аппарат. Как это следует из определения коэффициента эффективности, псевдооживленный слой мало эффективен, когда поверхность теплообмена много меньше площади поперечного сечения аппарата при прочих равных условиях, т.е. нагрев тонких деталей в псевдооживленном слое большого объема может оказаться экономически нецелесообразным.

Нами были проведены эксперименты для выяснения оптимального соотношения размеров аппарата и помещенного в псевдооживленный слой тела, оптимального объема насыпного слоя, с точки зрения эффективности процесса внешнего теплообмена (поддержания высоких коэффициентов теплоотдачи и минимизации энергетических затрат на осуществление процесса).

В опытах использовалась провальная решетка с оптимальным (с точки зрения эффективности процесса внешнего теплообмена) живым сечением $\varphi = 9,82$ %. Высота насыпного слоя оставалась неизменной ($H_0 = 110$ мм). На высоте 35 мм от газораспределительной решетки закреплялся калориметр, диаметр поперечного сечения которого $D = 30$ мм. Площадь поверхности калориметра и его объем составляли 51,84 см² и 21,21 см³ соответственно. В качестве твердой фазы использовались частицы, указанные выше.

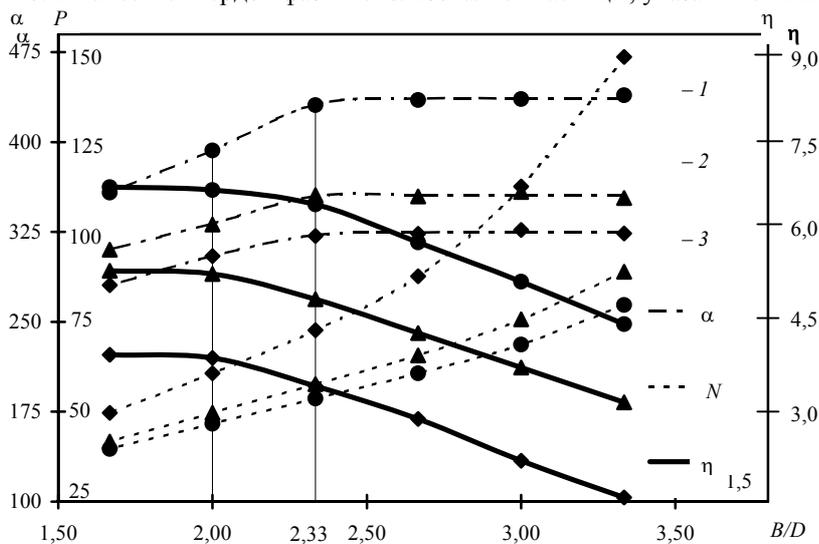


Рис. 1.29. Зависимость коэффициента теплоотдачи α , Вт/(м²·К), потребляемой мощности на прокачку теплоносителя (P) и коэффициента эффективности (η) от B/D : 1 – стеклянные шарики ($d = 0,675$ мм), $N = 2,0$; 2 – корунд ($d = 0,130$ мм), $N = 2,6$; 3 – корунд ($d = 0,510$ мм), $N = 2,4$

Псевдооживленный слой создавался в шести аппаратах квадратного сечения (сторона квадрата – B): 100 × 100, 90 × 90; 80 × 80; 70 × 70; 60 × 60; 50 × 50 мм². Таким образом, площадь сечения изменялась от 100 до 25 см², а объем насыпного слоя – от 1100 до 275 см³.

На рис. 1.29 показаны зависимости коэффициента теплоотдачи, потребляемой мощности на прокачку теплоносителя (P) и коэффициента эффективности (η) от B/D .

Характер кривых изменения коэффициента теплоотдачи свидетельствует, что, начиная с $(B/D) \geq 2,33$, интенсивность процесса остается неизменной. А при уменьшении (B/D) с 2,33 до 1,67 коэффициент теплоотдачи уменьшается примерно на 14 % для крупных частиц и на 20 % для частиц мелкой дисперсной фазы. Такой характер изменения коэффициента теплоотдачи можно объяснить тем, что при постоянной высоте слоя уменьшение сечения аппарата ведет к уменьшению зазора между телом и стенкой аппарата (загромождается свободное сечение слоя), что приводит к изменению структуры псевдооживленного слоя и возникновению режима псевдооживления, близкому к поршневому.

Из рис. 1.29 следует, что уменьшение площади сечения аппарата при одинаковом режиме работы уменьшает расход оживающего агента и, соответственно, снижает затраты энергии на прокачку теплоносителя.

Полученные данные позволяют сделать вывод, что при $1,67 \leq (B/D) \leq 2$ коэффициент эффективности практически не изменяется, при $2 \leq (B/D) \leq 2,33$ незначительно уменьшается (на 9 % для крупных и 3,5 % для мелких частиц), а при $2,33 \leq (B/D) \leq 3,33$ убывает значительно. Следовательно, коэффициент эффективности аппаратов псевдооживленного слоя с меньшим сечением (меньшим объемом слоя) оказывается выше, чем для аппаратов с большим сечением слоя. Так, при изменении (B/D) от 3,33 до 1,67 в наших экспериментах, коэффициент теплоотдачи уменьшается на 13 % для крупных и на 18 % для мелких частиц, а затраты энергии на прокачку теплоносителя уменьшаются примерно на 53 %. Поэтому, несмотря на высокие коэффициенты эффективности, применять аппараты с $(B/D) < 2$, по-видимому, нецелесообразно из-за уменьшения интенсивности процесса теплоотдачи. Достаточно, чтобы соотношение между линейными размерами (в поперечном сечении) аппарата и погруженного в него тела $(B/D) \approx 2,0 \dots 2,3$, а объем насыпного слоя превышал объем тела примерно в 18 – 24 раза. Дальнейшее увеличение сечения аппарата лишь увеличивает объем насыпного слоя, затраты энергии на прокачку теплоносителя, а коэффициент теплоотдачи при этом не изменяется.

1.5. РАСПРЕДЕЛЕНИЕ КОНЦЕНТРАЦИИ ОКИСЛИТЕЛЯ В ОБЪЕМЕ ПСЕВДООЖИВЛЕННОГО СЛОЯ ПРИ НАЛИЧИИ ВТОРИЧНОГО ДУТЬЯ

При химико-термической обработке изделий в псевдооживленном слое требуются высокоскоростной нагрев в неокисляющей атмосфере и равномерная концентрация насыщающей среды около термообрабатываемой поверхности [64]. Интенсивный поток тепла достигается путем реализации двухступенчатой схемы, т.е. посредством сжигания, например, эндогаза в объеме псевдооживленного слоя и природного газа в надслоевом пространстве, куда попадает и вторичное дутье, кислород которого может проникать вглубь псевдооживленного слоя.

Известно [65], что появление избыточного (по сравнению с равновесным) количества кислорода в рабочей зоне в процессах науглероживания или восстановления изделий приводит к образованию водяных паров, наличие которых снижает углеродный потенциал, и, как следствие, уменьшаются скорости реакций науглероживания и восстановления.

Авторы [66] изучили механизм проникновения одного из компонентов вторичного дутья – кислорода из надслоевого пространства в рабочую зону псевдооживленного слоя и получили количественные данные по концентрации кислорода и ее распределению по объему слоя в зависимости от режимных параметров процесса.

Аппарат с псевдооживленным слоем (рис. 1.30) представлял собой прозрачный цилиндр 1 диаметром (D) 100 мм и высотой 240 мм, имеющий сверху расширяющуюся часть для предотвращения уноса частиц. Газораспределителем служила колпачковая решетка 2 с семью колпачками, имеющими по шесть отверстий диаметром 2 мм.

Подвод оживающего агента в подрешеточную камеру осуществляли с трех сторон для обеспечения более равномерного газораспределения. Вторичное дутье подавали в слой через 12 радиальных сопел, равномерно расположенных по окружности аппарата на высоте 230 мм над газораспределительной решеткой и соединенных с помощью коллектора 3.

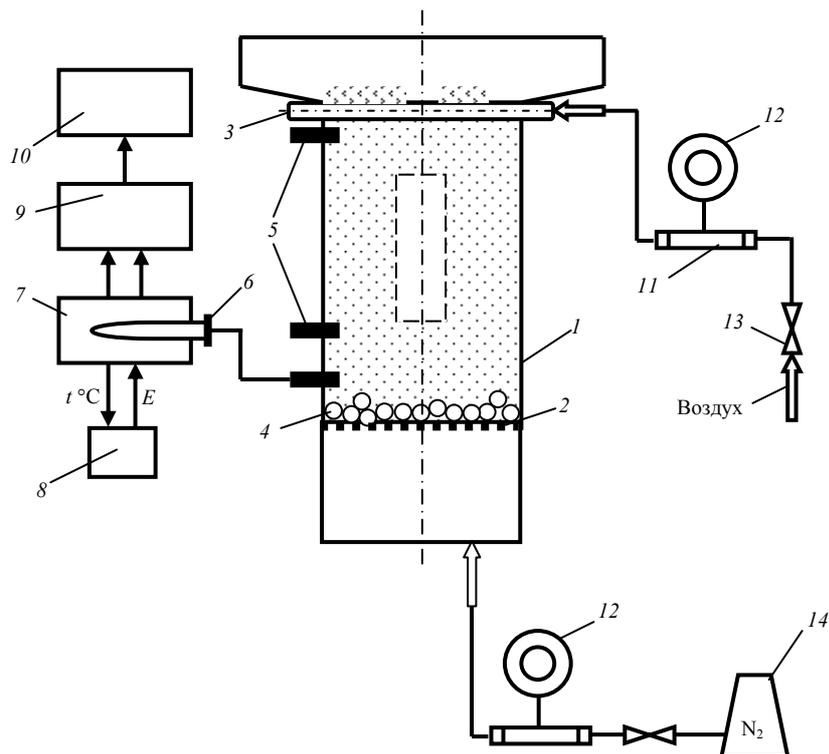


Рис. 1.30. Схема экспериментальной установки:

1 – аппарат; 2 – газораспределитель; 3 – коллектор вторичного дутья; 4 – слой насадки; 5 – газозаборные трубки; 6 – электрохимический датчик; 7 – термостат; 8 – регулятор температуры; 9 – блок сопряжения КАМАК; 10 – ЭВМ; 12 – микроанометр; 13 – регулировочный вентиль; 14 – баллон с газом

В качестве ожижающего агента использовали азот, а в качестве вторичного дутья – воздух. В качестве дисперсного материала использовали частицы корунда со средним эквивалентным диаметром от 0,12 до 0,32 мм.

Над газораспределительной решеткой имелся слой насадки 4 высотой 40 мм, имитирующий катализатор. Высота насыпного слоя составляла 190 мм, считая от уровня насадки. Концентрацию кислорода в объеме псевдоожиженного слоя определяли электрохимическим методом с помощью твердоэлектролитного датчика кислорода. Чувствительным элементом датчика является твердый окисный электролит [67].

Работа датчика основана на зависимости электродвижущей силы (ЭДС) электрохимической цепи от парциального давления кислорода на обеих сторонах твердого электролита. С одной стороны электролит омывается эталонной газовой смесью, парциальное давление в которой заранее известно.

С другой стороны электролита – анализируемая газовая смесь. ЭДС такой цепи рассчитывается с использованием формулы Нернста [67]. Погрешность датчика в диапазоне измеряемых концентраций 0,001...0,01 % (об.) не превышала 6 %.

Пробы газа из слоя с помощью 10 газообразных трубочек 5 внутренним диаметром 2 мм, расположенных на различной высоте и перемещающихся по сечению, подавали на один из электродов датчика 6, второй электрод которого омывался воздухом.

Первая трубка располагалась на высоте 40 мм от газораспределительной решетки, непосредственно над слоем насадки. Остальные – на расстоянии 20 мм друг от друга по высоте аппарата, так что последняя находилась на 10 мм ниже места ввода вторичного дутья.

Зависимость сигнала датчика от температуры вызвала необходимость его термостатирования. С этой целью датчик был помещен в термостат 7, снабженный автоматическим регулятором температуры 8. Обработку данных вели по специальной программе. Через блок сопряжения КАМАК 9 информация о концентрации кислорода и температуре в термостате (выраженная в милливольтгах) подавалась в ЭВМ 10. Перед каждым опытом определяли исходную концентрацию кислорода в азоте, подаваемом под газораспределительную решетку. При обработке данных использовали величину избыточной концентрации кислорода γ , которую определяли как разность между содержанием кислорода в слое и исходной концентрацией окислителя в подрешеточной камере.

Эксперименты проводили как в незаторможенном слое, так и со слоем, в котором размещалось тело. В качестве тел использовали цилиндры высотой 100 мм и диаметрами от 12 до 30 мм. Цилиндр крепили вертикально в центре аппарата на высоте 60 мм над газораспределительной решеткой.

Результаты опытов в незаторможенном слое показали, что концентрация кислорода γ изменялась как по высоте, так и по сечению аппарата (рис. 1.19, а, $N = 2$; $v_b/v_a = 2,0$; $d = 0,16$ мм; h , мм: 1 – 160; 2 – 140; 3 – 120; 4 – 100; 5 – 60). В прирешеточной зоне величина γ практически была равна нулю (рис. 1.31, а, кривая 5), по мере приближения по высоте к зоне выбросов концентрация окислителя возрастала.

Максимальные по сечению слоя значения γ наблюдались у стенки аппарата, а к его центру концентрация постепенно уменьшалась, причем разница между концентрацией кислорода в пристенной зоне и в центре аппарата была более значительной для верхней части слоя (рис. 1.31, а, кривые 1, 2).

Для практики наибольший интерес представляет рабочая зона псевдоожиженного слоя [56], для которой и проведена обработка опытных данных. Анализ интегральной (по объему рабочей зоны) концентрации окислителя показал, что с увеличением диаметра частиц псевдоожиженной среды (d) от 0,12 до 0,20 мм (рис. 1.32, а, кривая 1) концентрация кислорода уменьшалась. Дальнейший рост диаметра частиц практически не оказывал влияния на содержание окислителя в объеме слоя. Это можно объяснить обратным перемешиванием, имеющим место в псевдоожиженном слое. Основным побудителем обратного перемешивания является циркуляция твердых частиц, направленная вверх в центральной части аппарата и вниз вдоль его стенок.

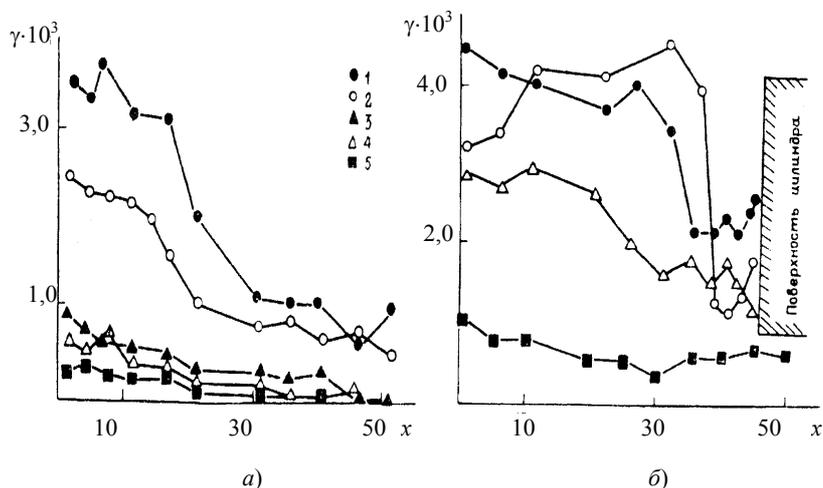


Рис. 1.31. Распределение по сечению x (мм) избыточной концентрации кислорода γ (%) в незаторможенном слое (а) и при помещении в слой тела (б)

По-видимому, поток частиц, опускавшихся у стенки аппарата, увлекал за собой воздух из надслоевого пространства и транспортировал его внутрь слоя. Для мелких опускающихся частиц скорость пристенного движения выше, чем для более крупных [68].

Поэтому и концентрация кислорода в слое частиц корунда $d = 0,12$ мм была примерно в пять раз больше, чем при псевдооживлении частиц $d = 0,2$ мм (рис. 1.32, а, кривая 1).

При неизменной скорости псевдооживления с увеличением расхода вторичного дутья (V_B) в пределах $V_B/V_A = 0 \dots 1,5$ концентрация кислорода в слое практически не изменялась. При дальнейшем увеличении расхода вторичного дутья заброс окислителя в слой заметно возрастал. Так, например, при числе псевдооживления $N = 2,0$ (рис. 1.32, б, кривая 1) с изменением V_B/V_A от 1,5 до 4,0 средняя концентрация кислорода в рабочей зоне псевдооживленного слоя возрастала примерно в три раза.

Связано это, по-видимому, с тем, что с ростом расхода воздуха скорость истечения его из сопел возрастала и струи воздуха, ударяясь в противоположную стенку аппарата и растекаясь по ней, глубже проникали в пристенный слой перемещающегося сверху вниз потока частиц и газа.

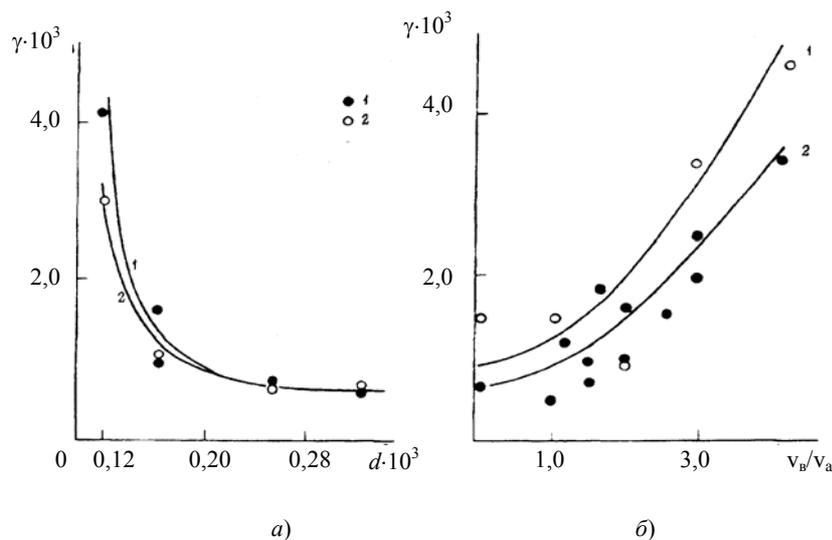


Рис. 1.32. Зависимость концентрации кислорода γ (%) в слое (усредненной по объему рабочей зоны) от диаметра частиц слоя d , мм (а) и соотношения расхода воздуха и азота (б):

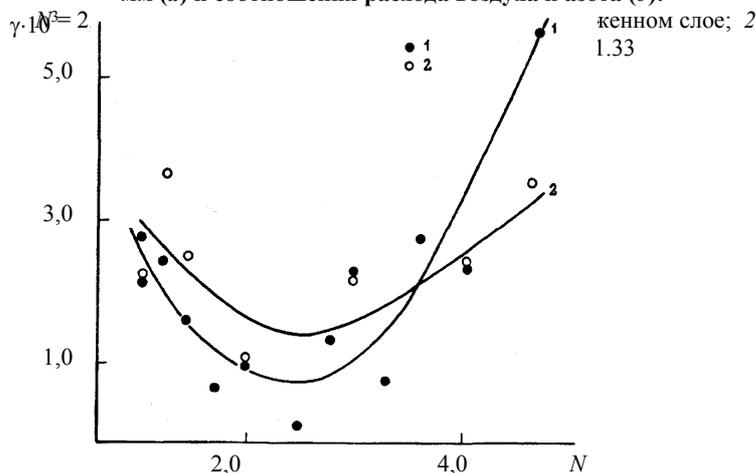


Рис. 1.33. Изменение концентрации кислорода γ (%) в слое (усредненной по объему рабочей зоны) в зависимости от числа псевдооживления N , $v_B/v_A = 2,0$; $d = 0,16$ мм

Зависимость концентрации кислорода в рабочей зоне псевдооживленного слоя от числа псевдооживления (N) при неизменном соотношении V_b/V_a имеет экстремальный характер (рис. 1.33, кривая 1).

Минимальная концентрация окислителя имеет место при $N = 2 \dots 3$, при этих режимах заброс кислорода в нижнюю часть слоя практически не наблюдался. При $N > 3,0$ средняя концентрация кислорода по объему рабочей зоны увеличивалась в основном за счет насыщения кислородом верхней части слоя.

Характер зависимости $\gamma = f(N)$ можно объяснить влиянием двух факторов. Увеличение скорости фильтрации азота все более приближало оживление к режиму идеального вытеснения. Одновременно возрастала и скорость подачи вторичного дутья, что, как было показано выше, приводило к возрастанию γ в рабочей зоне слоя.

Одновременное воздействие этих двух противоположно влияющих факторов определяет экстремальный вид зависимости γ от числа псевдооживления N .

Для выяснения влияния возможного отклонения ввода вторичного дутья от горизонтального направления были проведены сопоставимые опыты, в которых струи воздуха подавались под углом $\pm 15^\circ$ к плоскости насыпного слоя.

Измерение угла подвода в указанных пределах практически не оказывало влияния на содержание окислителя в слое.

Обработка опытных данных зависимости $\gamma = f(N, V_b/V_a, Ar)$ позволила получить формулу для расчета средней по объему рабочей зоны концентрации кислорода в псевдооживленном слое:

$$\gamma = CN^k (V_b/V_a)^{1,41} Ar^{-0,54}, \quad (1.23)$$

где коэффициенты $C = 3,52 \cdot 10^{-2}$, $k = -1,05$ при $N \leq 2,5$ и $C = 9,39 \cdot 10^{-4}$, $k = +2,72$ при $N > 2,5$.

Диапазон изменения величин, входящих в формулу (1): $N = 1 \dots 4,5$; $V_b/V_a = 0 \dots 4$; диапазон изменения числа Архимеда $Ar = 243 \dots 4615$. Среднеквадратичное отклонение рассчитанных по формуле значений γ от опытных данных составляет $\pm 12,3 \%$.

Тело, размещенное в слое, оказывало влияние на характер распределения концентрации кислорода в радиальном направлении. Максимумы концентрации окислителя наблюдались у стенки аппарата и в ядре слоя (рис. 1.31, б). По высоте пристенного слоя тела распределение γ было различным. На уровне нижнего торца цилиндра распределение концентрации окислителя было достаточно равномерным по всему сечению.

На уровне верхнего торца цилиндра величина γ у поверхности цилиндра была выше, чем в его пристенной зоне. Подобное распределение концентрации окислителя по объему псевдооживленного слоя хорошо согласуется с данными [69] по гидродинамической обстановке вблизи погруженного в слой тела.

Под нижним торцом цилиндра образовывалась газовая полость, из которой почти непрерывной цепочкой поднимались пузыри азота, предотвращая проникновение кислорода в пристенную зону тела.

За границей прохождения пузырей образовывалась область максимального содержания окислителя.

На верхнем торце цилиндра возникала шапка из неподвижных частиц твердой фазы, которые, сползая на некоторую глубину вдоль поверхности тела, увлекали за собой кислород из расположенных над телом областей, обуславливая тем самым небольшое повышение концентрации окислителя у поверхности цилиндра.

Результаты экспериментов показали, что характер зависимости γ от числа псевдооживления (рис. 1.33, кривая 2), диаметра частиц (рис. 1.32, а, кривая 2) и соотношения V_b/V_a (рис. 1.32, б, кривая 2) при наличии в псевдооживленном слое тела и без него одинакова.

Размер погружаемого в слой тела влиял на величину средней по объему рабочей зоны концентрации кислорода. Так, увеличение диаметра цилиндра от 12 до 30 мм приводило к возрастанию γ примерно в два раза. Для расчета средней концентрации в рабочей зоне псевдооживленного слоя при наличии в нем вертикально размещенного цилиндра была получена формула

$$\gamma = CN^k (V_b/V_a)^{0,93} Ar^{-0,53} (d/D)^{0,17}, \quad (1.24)$$

где коэффициенты $C = 7,27 \cdot 10^{-2}$, $k = -1,05$ при $N \leq 2,5$; и $C = 4,81 \cdot 10^{-3}$, $k = 1,73$ при $N > 2,5$.

Диапазон изменения величин, входящих в формулу (1.24): $N = 1 \dots 4,5$; $V_b/V_a = 0 \dots 4$; диапазон изменения числа Архимеда $Ar = 243 \dots 4615$. Среднеквадратичное отклонение рассчитанных по формуле значений γ от опытных данных составляет $\pm 9,0 \%$.

1.6. ОБОБЩЕНИЕ ДАННЫХ ПО ИСПОЛЬЗОВАНИЮ ПСЕВДООЖИВЛЕННЫХ СРЕД ДЛЯ ТЕРМО-ОБРАБОТКИ В НИХ ИЗДЕЛИЙ

В большинстве случаев преждевременный выход из строя машин преимущественно связан с явлением усталости или перенапряжения металла при эксплуатации и несовершенством процесса термообработки. Поэтому качеству термообработки уделяется особое внимание. Одной из основных причин, обуславливающих термообработку деталей низкого качества, является использование неэффективных закалочных сред. Самым распространенным видом брака при термообработке является образование закалочных трещин и коробление. Например, при закалке в воде деталей из стали 45 наблюдался массовый брак, связанный с образованием трещин, а при закалке этих же деталей в масле нельзя было получить необходимую твердость и прочность.

Наиболее распространены для отпуска инструмента неудобные в эксплуатации селитровые и малопроизводительные электрические конвективные печи. На ряде заводов селитровые ванны были демонтированы из-за их взрывоопасности при высоких температурах нагрева. При использовании традиционных сред трудно контролировать и регулировать толщину закаленного слоя, величину напряжений в металле, невозможно осущест-

вить охлаждение по заданному режиму. Обеспечить охлаждение изделий по оптимальному режиму возможно с помощью регулирования ее температуры. Контролируемое охлаждение позволяет улучшить качество термической обработки изделий, снизить энергозатраты на ее проведение.

При охлаждении основным фактором, обуславливающим деформацию изделий и образование трещин, является температурный перепад по сечению изделий, который вызывает внутренние напряжения.

Анализ температурных перепадов по сечению изделий, охлажденных в разных средах (вода, масло, расплавленная селитра при 300 °С и псевдооживленный слой) показал, что при использовании псевдооживленного слоя при всех температурах охлаждения перепад существенно меньше, чем при охлаждении в холодных жидких (капельных) средах. Максимум температурного перепада при охлаждении в жидких средах наблюдается в области высоких температур, что особенно опасно для изделий сложной конфигурации. Внутренние напряжения при закалке в псевдооживленном слое меньше, чем при закалке в жидких средах. Результаты измерений твердости и деформаций показывают, что твердость образцов, закаленных в псевдооживленном слое, не отличается от твердости образцов, закаленных в других средах.

Исследование тепловых процессов свидетельствует о том, что нагрев (или охлаждение) в псевдооживленном слое обеспечивает такие же скорости теплопередачи, как и в капельных перемешиваемых жидкостях. При соответствующем выборе оживаемого материала и режима псевдооживления, наряду с внедрением разработанных нами методов управления гидродинамикой псевдооживленного слоя и интенсификации внешнего теплообмена, могут быть получены практически любые температурные интервалы термической обработки.

Применение предлагаемых методов позволяет регулировать условия теплообмена на поверхности термообрабатываемых изделий и, как следствие, обеспечивает получение требуемых механических свойств стали и сплавов при допустимых внутренних напряжениях.

Проведенные экспериментальные исследования показали, что коэффициент теплоотдачи зависит, в основном, от расхода подаваемых гетерогенных струй или капельных жидкостей, и не определяется формой или видом материала термообрабатываемых изделий. Высокие скорости охлаждения достигаются в верхнем интервале температур, а низкие – в интервале температур мартенситного превращения. В этом случае охлаждение можно проводить в неподвижном слое частиц теплоносителя, что легко выполнимо посредством прекращения подачи оживающего агента в слой. Все это обуславливает исключение образования трещин и коробления изделий при их термообработке в сочетании с заданной твердостью и структурой мелкоиглочатого мартенсита.

Применение псевдооживленного слоя упрощает проведение температурного контроля, устраняет вынос нагревающей (или охлаждающей) среды с заготовками, устраняет паровую рубашку при закалке, экономично при выдержке нагретых деталей вследствие высокой теплоемкости и низкой теплопроводности неподвижных частиц слоя. Инертный мелкозернистый материал химически не взаимодействует с металлом, в то время как в солях металл при высоких температурах может окисляться и обезуглероживаться. В отличие от обработки в расплавах поверхность детали, обработанная в псевдооживленном слое, не требует очистки или отмычки.

Холодный или подогретый псевдооживленный слой можно использовать для закалки материалов, подвергаемых старению, изотермической обработке, ступенчатой закалке, патентированию. Использование псевдооживленного слоя перспективно для нагрева чувствительных к температуре алюминиевых и других цветных сплавов, для термической обработки тугоплавких металлов и сплавов. Весьма перспективно использование псевдооживленного слоя в качестве охлаждающей среды для проведения охлаждения с меньшими напряжениями в деталях, особенно сложной конфигурации.

Установки с псевдооживленным слоем обладают следующими преимуществами:

- по сравнению с соляными и селитровыми ваннами – безопасность при эксплуатации, простота запуска и удобство в работе, универсальность (возможность работы одной установки в широком диапазоне изменения температуры, обуславливающей ее пригодность для проведения различных технологических процессов);
- по сравнению с радиационными печами скоростного нагрева – меньшая температура печи, слабая зависимость конечной температуры изделия от времени выдержки в печи, возможность высокоточного нагрева изделий из цветных металлов;
- неизменность температуры во всем объеме псевдооживленного слоя;
- обеспечение высоких скоростей нагрева при небольших тепловых напорах (т.е. упрощение контроля температурного поля и повышение экономичности при хорошей однородности нагрева), возможность проведения полной автоматизации и механизации технологического процесса термической обработки.

При нагреве различного материала псевдооживленный слой имеет преимущество перед обычными печами из-за более высоких скоростей нагрева, а перед соляными и свинцовыми ваннами – вследствие большей чистоты обрабатываемых изделий. Псевдооживленный слой обеспечивает сквозную термообработку, при этом коробление изделий меньше, чем при термообработке в масле. Из-за высокой скорости нагрева изделий резко снижается угар металла. Одним из важных преимуществ установки с псевдооживленным слоем по сравнению с другими печами является возможность легкого регулирования скорости нагрева и тем самым осуществление программного нагрева.

Разработанные способы и спроектированные установки с псевдооживленным слоем для термообработки различных материалов по сравнению с существующими способами и уста-

новками для термообработки отличаются простотой конструкции, легкостью запуска и эксплуатации, безопасностью в работе.

Непрерывный локальный нагрев материала в псевдоожигенном слое позволил создать компактные высокоскоростные установки, которые можно встраивать в технологические линии.

Предлагаемые установки позволят существенно улучшить качество термообработки по сравнению с качеством при термообработке по существующей заводской технологии с газовым или электрическим обогревом.

При их использовании обеспечиваются высокая твердость и прочность в сочетании с повышенной пластичностью, требуемые физические и механические свойства изделий, исключается образование трещин, коробления, снижается количество брака, устраняется пожароопасность и токсичность испарений, достигается экономия дефицитных и дорогостоящих минеральных масел.

Только использование псевдоожигенного слоя в качестве теплоносителя приведет к восстановлению равновесия в природной среде. Поэтому разработанные способы термообработки изделий и установки для их осуществления в псевдоожигенном слое рекомендуются для промышленного внедрения.

На основании анализа поведения псевдоожигенного слоя в зависимости от рода внешнего воздействия и на основании самых общих термодинамических связей можно сделать следующие выводы о влиянии неравномерности газораспределения или количества движения ожигающего агента:

- при постоянном объеме газа в слое – увеличение количества движения ожигающего агента, вводимого в псевдоожигенный слой, приводит к уменьшению давления и наоборот;
- при постоянной скорости газа – увеличение неравномерности распределения ожигающего агента в слое приводит к уменьшению рабочего объема слоя и к уменьшению давления и обратно – повышение равномерности газораспределения приводит к увеличению объема псевдоожигенного слоя и увеличению давления;
- при постоянном давлении в аппарате – увеличение количества движения ожигающего агента на входе в псевдоожигенный слой приводит к уменьшению объема слоя.

Результаты экспериментов по вторичному дутью в объеме слоя позволяют сделать следующие выводы:

1. Механизм проникновения элементов вторичного дутья в объем слоя связан с мелко- и крупномасштабными циркуляционными движениями твердой и газообразной фаз в слое. Поток частиц, опускающихся у стенок аппарата или в каком-либо другом месте, увлекает за собой элементарные объемы газа из надслоевого пространства и транспортирует их вниз. Пульсационный характер ожигания, возникающий вследствие барботажа пузырей ожигающего агента, приводит к перемещению потоков частиц, а вместе с ними и элементов вторичного дутья в радиальном направлении. Частицы слоя, имеющие развитую микропористую поверхность, могут транспортировать газ из надслоевого пространства в объем слоя путем адсорбционного переноса.

2. Гидродинамическая обстановка, создающаяся у поверхности погруженного в псевдоожигенный слой тела, способствует некоторому уменьшению проникновения элементов вторичного дутья непосредственно в пристенную зону тела (кроме верхней его части).

3. Для уменьшения заброса элементов вторичного дутья в слой необходимо работать при числах псевдоожигания $N = 2 \dots 3$, использовать в качестве дисперсного материала частицы $d \leq 0,2$ мм, снижать количество подаваемого вторичного газа до минимально необходимого или уменьшать скорость его истечения из сопел.

2. ВУЛКАНИЗАЦИЯ В ПСЕВДООЖИЖЕННОМ СЛОЕ

2.1. ВУЛКАНИЗАЦИЯ ДЛИННОМЕРНЫХ РЕЗИНОВЫХ ИЗДЕЛИЙ

Одной из самых важных и ответственных операций, с одной стороны, и наиболее трудоемким и энергоемким технологическим процессом производства резиновых изделий, с другой, является вулканизация. Известно [74], что удельный расход тепла при вулканизации резиновых изделий достигает 35 МДж/кг. Поэтому проблеме повышения энергетической эффективности технологических процессов вулканизации и их аппаратурного оформления должно уделяться особое внимание.

Однако эксплуатирующееся в настоящее время на заводах резиновых технических изделий вулканизационное оборудование вводилось в строй в условиях, когда технологические характеристики, объем и стоимость выпускаемой продукции были практически главной основой оценки совершенства производства, а проблемы качества, срока службы резиновых технических изделий и энергосбережения выпадали из сферы первоочередных практических интересов [75]. В результате на заводах РТИ до настоящего времени эксплуатируются несовершенные аппараты для вулканизации резиновых изделий, вызывающие при недостаточно высоком их качестве большой расход энергии, затрачиваемой на нагрев и структуризацию резиновых изделий [76].

С точки зрения теплового воздействия на объект вулканизация включает нагрев резинового изделия до определенной температуры и последующую выдержку его при этой температуре в течение заданного по технологическому регламенту времени вулканизации. Вследствие незначительной теплопроводности резины и ее высокой удельной теплоемкости выбранный метод нагрева определяет продолжительность процесса вулканизации и затраты энергии на его осуществление. Поскольку скорость протекания процесса вулканизации в конечном итоге определяет габариты аппарата, а, следовательно, и его стоимость, то чем выше скорость процесса, тем меньше габаритные размеры может иметь технологический аппарат и тем ниже будет себестоимость соответ-

вующего процесса. Поэтому эффективность процесса вулканизации определяется, в первую очередь, выбранным способом проведения этого процесса и его аппаратным оформлением.

Поиски новых способов вулканизации начались еще в 40-х годах XX столетия. За эти годы накоплен богатый опыт и проделана большая работа по совершенствованию как способа вулканизации, так и самой вулканизационной среды. В настоящее время периодический способ вулканизации морально устарел в связи с невозможностью включения парового котла-вулканизатора в состав поточной линии производства резиновых изделий. Высокая технико-экономическая эффективность изготовления этих изделий, повышение производительности труда и улучшение санитарно-гигиенических условий производства обеспечивается только при условии непрерывного ведения процесса вулканизации, что, в свою очередь, отражается и на выборе самой вулканизационной среды. При непрерывном процессе изготовления длинномерных резиновых изделий формирование заготовок и их вулканизация осуществляется в одном потоке. Это исключает транспортировку и хранение заготовок между операциями формования и вулканизации, устраняет межоперационные переходы и накопители, сокращает затраты ручного труда. Непрерывная вулканизация устраняет основной недостаток прессового способа – периодичность процесса и связанные с ней непроизводительные затраты времени на перезаправки и потери тепла при вводе оборудования в режим и выводе из него.

Вместе с тем значительное число профильных резиновых изделий до сих пор вулканизуется в котлах и даже в прессах периодического действия трудоемким формовым способом. Технологический процесс производства профильных изделий состоит из следующих операций: формование заготовок, загрузка их в пресс-формы, вулканизация, выгрузка изделий из пресс-форм и стыковка изделий для получения заданной длины. Для производства профильных изделий указанным способом преимущественно используется рецептура на натуральном импортном каучуке, который не обеспечивает возросшие требования к качеству, в частности, пористых резин [77]. К существенным недостаткам этих способов относятся: низкая производительность из-за прерывности процесса, трудность механизации операций загрузки и выгрузки, невозможность получения изделия большой длины без стыковки, необходимость держать стеллажи для хранения заготовок между операциями формования и вулканизации.

Многие производители резиновых изделий вкладывали значительные средства в создание непрерывного процесса их изготовления, включая вулканизацию. Аппараты для вулканизации резиновых изделий можно разделить по виду теплоносителя. В одних вулканизаторах тепло (и давление) на изделие передается через твердые стенки, в других – через слой жидкости, ферропорошки, псевдоожоженный слой, различными видами излучений. За прошедшие годы были разработаны такие способы, как непрерывная вулканизация в воздухе, в глицерине, в расплавах металлов и солей металлов, в псевдоожоженной среде химически инертных мелкозернистых частиц, непрерывная вулканизация с использованием различных видов излучений.

2.1.1. Достоинства и недостатки существующих способов вулканизации

Рассмотрим достоинства и недостатки существующих способов вулканизации.

Вулканизаторы с воздушной средой при температуре 180...220 °С просты и безопасны. Однако применение в качестве вулканизационной среды горячего воздуха требует для получения необходимой производительности большой длины пути изделия вследствие низких значений коэффициентов теплоотдачи от воздуха к изделию. Изделия прогреваются медленно и неравномерно, деформируются поддерживающим транспортером, иногда наблюдается окисление каучука. Установки, имеющие большие длину и массу, характеризуются значительными потерями тепла.

Оборудование для непрерывной вулканизации в глицерине по сравнению с вулканизаторами в воздушной среде имеет относительно небольшие габариты, глицерин не токсичен, коэффициент теплоотдачи от глицерина к изделию достаточно высок. Однако, для создания в глицерине равномерного температурного поля требуется принудительная циркуляция; температура вспышки его паров 165 °С, вследствие чего температура вулканизации не превышает 155 °С; наблюдается большой унос теплоносителя. Низкая температура вулканизации не позволяет проводить этот процесс с высокой скоростью перемещения изделия. Поэтому вулканизация в глицерине не может обеспечить высокую производительность оборудования.

При большом размере поперечного сечения изделия рост температуры его наружной поверхности при вулканизации происходит быстрее изменения температуры центральной зоны, вследствие чего появляется различие в степени вулканизации вышеназванных участков объема изделия. Стремление интенсифицировать процесс вулканизации резинотехнических изделий наталкивается на ряд ограничений и трудностей. Решение некоторых групп изделий связано с использованием электромагнитной энергии сверхвысокочастотного – СВЧ-диапазона (микроволны).

Одной из характерных особенностей электромагнитных волн является их способность поглощаться (рассеиваться) в неидеальных диэлектриках (в диэлектриках с потерями). Если при создании изоляционных материалов рассеяние энергии в изоляции является потерей, то при использовании микроволн для нагрева диэлектриков рассеянная энергия является полезной составляющей. Теория поглощения электромагнитной энергии в диэлектрике основана на поляризации диэлектриков, помещенных в переменное электромагнитное поле. Для полимерных диэлектрических материалов, к которым относятся некоторые резиновые смеси, характерны следующие виды поляризации [78]:

- электронная, обусловленная сдвигом орбит движения электронов под влиянием внешнего поля;
- атомная, связанная со смещением ядер атомов;
- дипольная, обусловленная тепловым движением участков макромолекулы с перманентными дипольными моментами;

- поляризация упругосвязанных диполей, например, «серных мостиков», образуемых в процессе вулканизации резин;
- межфазная, вызываемая различием электрических свойств ингредиентов резиновой смеси.

При электронной и атомной поляризации смещение частиц в СВЧ-электрическом поле происходит практически безинерционно (упруго). Безинерционность наблюдается до частот светового диапазона порядка 10^{14} Гц. При этом виде поляризации в диапазоне СВЧ энергия на смещение заряженных частиц не затрачивается и тепло в диэлектрике не выделяется.

Дипольная поляризация устанавливается в течение некоторого времени после включения электрического поля. Для процесса установления дипольной поляризации характерны релаксационные диэлектрические потери. Этот вид поляризации называют также дипольно-релаксационный. Здесь часть энергии электромагнитного поля рассеивается в диэлектрике и трансформируется в тепло.

Диэлектрическая проницаемость диэлектрика и тангенс угла диэлектрических потерь являются основными характеристиками диэлектриков, определяющими степень их нагрева в электромагнитном поле. Эти величины не являются постоянными. Они зависят от частоты электромагнитного поля, температуры и плотности материала, молекулярного строения и давления. Метод нагрева резины в поле токов СВЧ – единственный метод, при котором тепло регенерируется внутри изделия и равномерно распределяется по всему его объему.

Микроволновые установки обычно включают червячные машины, оборудованные системами вакуумирования, и состоят из двух туннелей, из которых один служит высокочастотным нагревателем, а другой, заполненный горячим воздухом, – вулканизационной камерой. Обязательно наличие транспортера для перемещения вулканизуемого изделия через вулканизатор.

Оборудование данного типа характеризуется сложностью аппаратного оформления, опасностью вредного для здоровья человека излучения, высокой стоимостью и экономической нецелесообразностью использования его для вулканизации самых распространенных резиновых изделий, имеющих небольшие поперечные сечения. Габаритные размеры установки составляют $23,2 \times 3,2 \times 3$ м³.

Для эксплуатации оборудования требуется высококвалифицированный обслуживающий персонал. Использование генераторов сверхвысокой частоты, работающих по принципу модуляции электронов по скорости (магнетроны, клистроны, амилитроны и т.п.), требует установки системы водяного охлаждения. Вулканизации могут подвергаться только специальные (поляризуемые) марки резин. В последние годы проводятся исследования о возможности введения добавки различных полярных веществ в неполярный каучук. Наибольший интерес метод нагрева резины в поле токов СВЧ представляет при вулканизации покрышек на шинных заводах.

Вулканизация резиновых изделий в установках с расплавом нитрит-нитратных солей среди непрерывных способов вулканизации имеет самое наибольшее применение. Линия для непрерывной вулканизации длинномерных изделий содержит последовательно установленные по ходу технологического процесса червячную машину холодного питания с дегазацией, вулканизационную ванну с расплавом солей и с движущимся в ней транспортером для перемещения изделий, две ванны горячей промывки, ванну для окончательной отмывки и охлаждения изделия, устройство для отбора готовых изделий.

Поступающие из головки червячной машины изделия с помощью транспортной ленты погружаются в расплавы солей. Вулканизация ведется при атмосферном давлении при температуре 180...250 °С.

Основное преимущество процесса вулканизации длинномерных резиновых изделий в расплавах солей заключается в том, что, благодаря хорошей текучести жидкой вулканизационной среды и ее высокой теплопроводности, обеспечивается равномерный прогрев наружной поверхности изделия вследствие высоких значений коэффициентов теплоотдачи от расплава нитрит-нитратных солей к резиновому изделию, удовлетворительная термическая стойкость теплоносителя, точность регулирования степени нагрева.

Однако, наряду с положительными факторами, установки данного типа имеют ряд недостатков. Применение нитрит-нитратных солей СС-4 в качестве жидкого теплоносителя в линиях для вулканизации резиновых изделий вызывает необходимость их рекуперирования, так как соли осаждаются на поверхности изделий и после промывки последних уносятся со сточными водами, в результате чего возникает новая проблема – очистка сточных вод от загрязнения. По данным, полученным на Волжском и других заводах РТИ, безвозвратный унос солей из ванны на одной линии достигает 5 кг/ч [76].

Установки такого типа характеризуются повышенной энергоемкостью оборудования (мощность установленного энергооборудования превышает 448 кВт). Для погружения изделия в теплоноситель необходимо применять особые погружные устройства, что ведет к деформации изделия. Нельзя вулканизовать изделия из пищевых резин. Расходы, связанные с компенсацией выноса расплава солей, составляют порядка 100 тыс. р. в год (в ценах 1980 г. [79]).

При эксплуатации возможны взрывы и пожары. Время выхода на рабочий режим составляет не менее трех часов. Высокая скорость перемещения изделия (порядка 10...30 м/мин) достигается за счет большой длины установки (доходит до 45 м). Наличие жидкой высокотемпературной среды (до 250 °С) создает неудобства обслуживания (среда токсична и пожароопасна): испаряемость, вредность паров, опасность попадания на открытые части тела и др. Большие длина и масса установки при низком значении теплового коэффициента полезного действия (не превышающего 3 % при утилизации уносимых солей [79]), вызывают существенные потери тепла.

Одним из самых ненадежных узлов вулканизатора является металлическая лента транспортера, предназначенного для продвижения резинотехнических изделий через вулканизационную среду. Знакопеременные механические нагрузки и высокая температура не позволяют такой ленте работать более одного месяца. В результа-

те частых выходов из строя дорогостоящих лент, рассматриваемое вулканизационное оборудование обречено на частые вынужденные простои.

Вулканизация инфракрасным и радиоактивным излучениями дорогостоящая, малопроизводительная, требует мощных средств защиты от излучений и в настоящее время экономически невыгодна.

Непрерывная вулканизация резиновых изделий в среде ферромагнитных частиц находится пока на уровне опытно-промышленных исследований [79]. Линия состоит из червячной машины, отборочного транспортера, устройства для опудривания изделий тальком, вулканизатора непрерывного действия, магнитного сепаратора для очистки изделий от частиц ферромагнетика, ванны для охлаждения изделия, компенсатора и станка для резки изделий. Основной частью линии является вулканизатор, действие которого основано на принципе магнитного псевдооживления частиц ферромагнетика в поле бегущей электромагнитной волны. Вулканизатор состоит из секций индукторов, которые в сборе образуют замкнутую О-образную систему линейных двигателей с удлиненными прямолинейными участками. На обмотки индукторов подается напряжение трехфазного переменного тока регулируемой частоты 25...60 Гц от тиристорного преобразователя частоты ТПЧ-100-П. Камера вулканизатора выполнена из нержавеющей стали.

Нагрев теплоносителя происходит за счет выделения тепла в меди, стали, а также в самом ферромагнитном порошке под воздействием электромагнитного поля. Вдоль нижнего короба ванны вулканизатора расположены трубчатые электронагреватели, служащие для дополнительного прогрета всей системы.

Усилие, создаваемое движением ферромагнитного порошка, недостаточно для транспортировки вулканизуемого изделия, поэтому в линии предусмотрено тянущее устройство. К недостаткам этого способа вулканизации относятся: сложная заправка изделия через вулканизатор, низкая скорость перемещения изделия в вулканизаторе (при удовлетворительном качестве изделий составляла не более 5 м/мин при температуре вулканизации 200...240 °С), высокая стоимость установки при ее низкой производительности, сложность в обслуживании, необходимость применения транспортирующего устройства.

Исследования непрерывных способов вулканизации подтвердили эффективность этого направления вулканизации по сравнению с периодическими способами вулканизации в котлах и прессах, особенно в массовом производстве изделий, и необходимость дальнейшего его совершенствования [39]. Перечисленное оборудование больше не может удовлетворять спросы и требования развития современного производства резинотехнических изделий. Оптимальное решение рассматриваемой проблемы непосредственно связано с применением вулканизации в псевдооживленных средах.

Непрерывная вулканизация резиновых изделий в псевдооживленной среде химически инертного мелкодисперсного теплоносителя свободна от абсолютного большинства указанных выше недостатков и в большей степени сочетает их достоинства.

Оборудование для вулканизации в псевдооживленной среде характеризуется: простотой аппаратного оформления; возможностью быстрого наращивания длины вулканизационной ванны; обеспечивает высокий коэффициент теплоотдачи между средой и изделием; позволяет работать с различными резиновыми смесями (в том числе из пищевых резин); температура вулканизации может быть высока (до 220...250 °С); процесс очень прост, а среда химически инертна, пожаробезопасна, экологически чистая, нетоксичная и дешевая; достигается быстрый разогрев и охлаждение вулканизационной среды, высокая точность регулирования температуры; для перемещения изделия через вулканизационную среду не требуется специального поддерживающего устройства; изделия при вулканизации сохраняют свою форму.

По мнению ведущих специалистов фирмы Н. Porter К° (США), способ вулканизации длинномерных резиновых изделий в псевдооживленной среде является самым простым, чистым, безопасным и наименее сложным в обслуживании из всех известных способов вулканизации [81]. Поэтому вулканизаторы с псевдооживленным слоем являются объектом многих исследований [74, 77, 82 – 88].

Однако, несмотря на многочисленные преимущества перед вышеперечисленными способами, вулканизация резиновых изделий в псевдооживленных средах широкого внедрения в практику пока не получила. Это связано со многими причинами, важнейшими из которых являются:

- неравномерное распределение локальных коэффициентов теплоотдачи по поверхности термообрабатываемых изделий;
- неудовлетворительная работа газораспределительных устройств;
- невозможность существующими способами задавать и выдерживать требуемый темп нагрева в любой зоне поверхности изделия;
- неудачная конструкция входных (выходных) уплотнений при заправке изделия в вулканизационную ванну.

Перечисленные причины связаны с недостаточной изученностью закономерностей структурно-гидродинамических эффектов, возникающих при взаимодействии псевдооживленного слоя с погруженным в него термообрабатываемым изделием, степени влияния этих эффектов на интенсивность внешнего теплообмена, с отсутствием научно обоснованных способов интенсификации переноса теплоты в псевдооживленном слое, а также разработанных на их основе методик расчета процессов и совершенствования оборудования для вулканизации резиновых изделий в псевдооживленном слое. Решение некоторых из указанных задач приведено в монографии [1]. В настоящей работе рассмотрены вопросы, которые не вошли в [1].

2.1.2. Силовое воздействие псевдооживленного слоя на поверхность изделия, перемещающегося в нем

При проектировании вулканизационных установок с псевдооживленным слоем большое значение имеет способность слоя оказывать сопротивление прохождению через него изделия. Большое значение приобретает эта способность при вулканизации неармированных резиновых изделий. Вязкость псевдооживленного слоя является той характеристикой, которая позволяет учесть эту способность. Исходя из экономических соображений, вулканизацию желательно проводить при небольших числах псевдооживления $N = 1,2 \dots 2,0$. Однако данных по вязкости при этих режимах в литературе недостаточно и они весьма противоречивы.

Рассмотрим особенности движения длинномерных резиновых изделий в непрерывных вулканизаторах с псевдооживленным слоем. При термообработке длинномерных резиновых изделий в непрерывных вулканизаторах с псевдооживленным слоем большое значение имеет автоматическое поддержание оптимальных реологических условий [86]. При движении изделия через обладающий определенными вязкостными характеристиками псевдооживленный слой в начальный момент термообработки происходит изменение геометрических размеров обрабатываемого изделия (его вытяжка и связанное с этим изменение диаметра) вследствие силового воздействия слоя на поверхность изделия [88].

Величина вытяжки зависит от скорости движения изделия u_0 , радиуса изделия $R_{ц}$ и эффективной вязкости слоя μ , определяющейся такими его параметрами как число псевдооживления $N = w_p/w_{кр}$ и эквивалентный диаметр частиц d_p .

Основным доступным регулированием параметром псевдооживленного слоя, влияющим на μ , является число псевдооживления N . На этом основан принцип поддержания геометрических размеров изделия, предложенный в работе [39].

На выходе из вулканизатора 1 (рис. 2.1) установлен датчик 2, измеряющий отклонение геометрии резинового изделия 3 от технологически заданных его параметров.

Сигнал от датчика поступает на регулятор 4, изменяющий открытием вентиля 5 количество подаваемого оживающего агента через газораспределитель 6. Этим приемом регулируется число псевдооживления в вулканизационной ванне. При этом изменяется эффективная вязкость псевдооживленного слоя частиц теплоносителя 7 и связанное с ним силовое воздействие слоя на поверхность изделия 3, что приводит в соответствие его фактические геометрические размеры с требуемыми по технологическому регламенту.

Для проектирования регулятора и определения алгоритма его воздействия на псевдооживленный слой необходимо иметь математическую модель реологических свойств слоя, адекватно определяющую силовое его влияние на изделие в зависимости от вышеуказанных параметров.

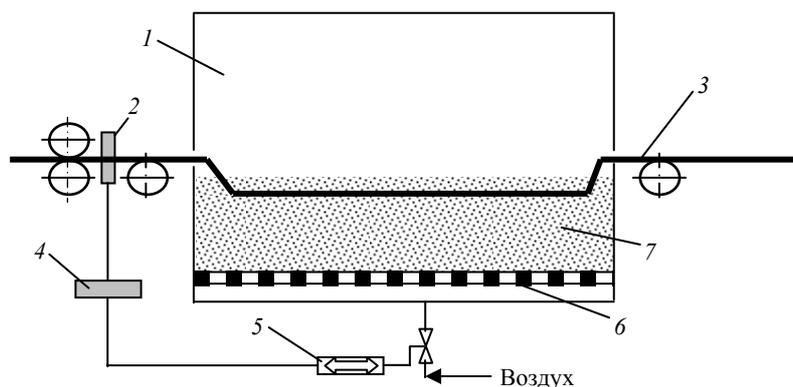


Рис. 2.1. Схема управления реологическими свойствами псевдооживленного слоя

Хотя реологические свойства псевдооживленного слоя исследованы весьма полно [89–96], до сих пор нет надежных аналитических зависимостей для определения сил вязкостного трения, действующих на движущееся в слое вдоль своей оси длинное цилиндрическое тело. Найдем выражение для расчета силы трения, движущегося в псевдооживленном слое вдоль горизонтальной оси длинного цилиндрического тела.

Введем некоторые допущения: псевдооживленный слой однороден по всему объему и заполняет весь объем ванны; поверхность движущегося тела и ванны идеально смачивается слоем; режим движения кольцевых слоев псевдооживленной системы в ванне подобен ламинарному для жидкостей (с макроскопических позиций); поведение слоя можно описать уравнением вязкопластичного тела Бингама. Последнее допущение введено в связи с тем, что из работ [91, 92] известно, что слой при небольших (до 1,5) числах псевдооживления проявляет неньютоновские свойства. Поскольку в вулканизаторах, работающих под давлением, ванна обычно представляет собой круглую горизонтальную трубу, почти полностью заполненную теплоносителем, будем рассматривать движение цилиндра в круглой горизонтальной трубе.

Пусть в описанной трубе движется цилиндр такой длины, что лобовое и кормовое сопротивления его движению пренебрежимо малы по сравнению с сопротивлением трения на боковой поверхности цилиндра. Поэтому в настоящей работе лобовым и кормовым сопротивлениями пренебрегаем.

С учетом сделанных допущений считаем, что скорость псевдооживленного слоя на границе с движущимся цилиндром равна u_0 , а на стенке трубы – нулю. Расчетная схема приведена на рис. 2.2.

Выделим в кольцевом зазоре между стенками трубы и движущимся цилиндром кольцо радиусом бесконечно малой толщины. Из условия равновесия кольца получаем

$$\tau dr + r d\tau = 0, \quad (2.1)$$

где τ – касательное напряжение.

Для вязкопластичного тела Бингама имеем [91]:

$$\tau = \tau_0 - \mu_3 \frac{du}{dr}, \quad (2.2)$$

где τ_0 – начальное напряжение сдвига.

Интегрируя (2.1) с учетом (2.2) при граничных условиях:

$$u = 0 \text{ при } r = R_k,$$

$$u = u_0 \text{ при } r = R_{ц},$$

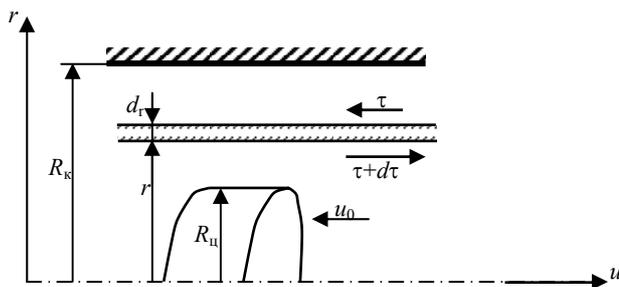


Рис. 2.2. Расчетная схема для определения силового воздействия псевдоожигенного слоя на движущееся в нем изделие

получим выражение для текущей скорости произвольного кольца

$$u = \frac{\tau_0}{\mu_3} (r - R_k) + \ln \frac{R_k}{r} \left[\frac{u_0}{\ln(R_k / R_{ц})} + \frac{\tau_0}{\mu_3} \frac{(R_k - R_{ц})}{\ln(R_k / R_{ц})} \right]. \quad (2.3)$$

Для упрощения дальнейших рассуждений введем понятие «среднего логарифмического размера», характеризующего сочетание определяющих геометрических размеров системы и рассчитываемого по формуле

$$L_{cp} = (R_k - R_{ц}) / \ln(R_k / R_{ц}). \quad (2.4)$$

Тогда касательное напряжение на поверхности цилиндра

$$\tau(r=R_{ц}) = \frac{\mu_3 u_0 L_{cp}}{R_{ц} (R_k - R_{ц})} + \frac{\tau_0 L_{cp}}{R_{ц}}. \quad (2.5)$$

Учитывая, что площадь боковой поверхности цилиндра $S = 2\pi R_{ц} l_{ц}$, где $l_{ц}$ – длина цилиндра, сила трения боковой поверхности цилиндра в слое F равна

$$F = \tau S = 2\pi \tau_0 L_{cp} l_{ц} + \frac{2\pi l_{ц} \mu_3 L_{cp}}{R_k - R_{ц}} u_0. \quad (2.6)$$

Полученное уравнение дает возможность, с учетом сделанных допущений, количественно определить силу сопротивления слоя движению через него длинного цилиндра. Эта сила F зависит от τ_0 , μ_3 и u_0 . Из (2.6) следует, что F должна, при прочих равных условиях, линейно увеличиваться с ростом скорости цилиндра u_0 . Для проверки этого результата экспериментально определялась сила трения F в зависимости от четырех основных переменных факторов рассматриваемой системы: радиуса цилиндра $R_{ц}$, скорости его движения u_0 , числа псевдоожигения N и эквивалентного диаметра частиц d_3 . Была разработана специальная экспериментальная установка, представляющая собой ванну с помещенным в нее слоем стеклянных шариков, ожигаемых воздухом. Длина ванны составляла 2 м, ширина – 0,15 м. Через установку со скоростью u_0 перемещался испытуемый образец. Сила бокового трения определялась особым динамометром.

Для устранения влияния лобового и кормового сопротивлений применялась следующая компенсационная методика. При одинаковом наборе значений всех переменных факторов сначала протягивался образец длиной 0,2 м. Из силы, полученной для образца длиной 0,4 м, вычиталась сила, полученная для образца длиной 0,2 м. Полученная величина относилась к площади трения S .

Для уменьшения трудоемкости работы опыты проводились с применением методов теории планирования экспериментов. Составлялась матрица ротатабельного равномерного планирования второго порядка для четырех вышеупомянутых факторов. Диапазоны изменений значений переменных факторов выбирались близкими к используемым в промышленности.

Уровни значений факторов выбирались следующими:

$2R_{ц}, м$	– 0,012; 0,019; 0,026; 0,033; 0,040;
$u_0, м/с$	– 0,007; 0,030; 0,053; 0,077; 0,100;
N	– 1,000; 1,125; 1,250; 1,375; 1,500;
$d_3, мм$	– 0,39; 0,47; 0,55; 0,63; 0,71.

С учетом нелинейности получаемой зависимости (исходя из литературных данных [91, 92, 94]) для составления уравнения регрессии была выбрана математическая модель процесса в виде полинома второго порядка. Коэффициенты уравнения регрессии рассчитывались на ПК по специально разработанной программе. Адекватность модели проверялась по критерию Фишера и по серии последующих контрольных опытов. В результате получено уравнение регрессии, которое с учетом статистической значимости коэффициентов записывается как

$$\tau = 24,4 + 64,1d_3^2 - 70,5d_3 + 154,4R_{ц} - 3,8N + u_0(-26,0 + 4472R_{ц}). \quad (2.7)$$

Совпадение вида уравнений (2.5) и (2.7) по отношению к u_0 позволяет сделать вывод о правомочности предположения о возможности описания поведения псевдооживленного слоя уравнением тела Бингама.

Значения начального напряжения сдвига τ_0 для псевдооживленного слоя в литературе до настоящего времени не приводились. Получим их из совместного решения уравнений (2.5) и (2.7). Приравняем части, не содержащие u_0 . Тогда

$$\tau_0 = \frac{R_{ц} \ln(R_{к} / R_{ц})}{R_{к} - R_{ц}} (24,4 + 64,1d_3^2 - 70,5d_3 + 154,4R_{ц} - 3,8N). \quad (2.8)$$

Важнейшим следствием уравнения (2.8) является возможность определения границ, в которых псевдооживленный слой проявляет ньютоновские или бингамовские свойства. Для ньютоновской жидкости должно быть

$$\tau_0 = 0. \quad (2.9)$$

При этом из уравнения (2.8)

$$N = 6,4 + 15,8d_3^2 - 18,5d_3 + 40,6R_{ц}. \quad (2.10)$$

Из уравнения (2.10) видно, что до определенных значений числа псевдооживления слой проявляет бингамовские свойства, а затем он начинает вести себя как ньютоновская жидкость.

Таким образом получают логическое объяснение расхождения данных различных авторов по реологическим моделям псевдооживленного слоя. В качестве метода измерения эффективной вязкости псевдооживленного слоя был выбран частотный метод, детально разработанный в [95]. Данный метод был выбран как обладающий несомненным преимуществом – возможностью получения локальных значений вязкости слоя наряду с минимальными искажениями в зоне измерений с возможностью получения эпюры касательных напряжений в самом слое.

Эффективная вязкость псевдооживленного слоя, необходимая для расчета F по уравнению (2.6), определялась на установке по методике, предложенной в работе [95]. Зависимость $\nu = f(N)$ при значениях $d_3 = 0,6$ мм, $\rho_{сл} = 1610$ кг/м³ и $\omega_0 = \text{var}$ (где ω_0 – круговая частота колебаний аппарата) приведена на рис. 2.3.

Аналитически экспериментальные данные аппроксимируются зависимостью

$$\nu = \frac{\mu_3}{\rho_{сл}} = \frac{20}{e^{23,7(N-1)}} + \frac{7,65\omega_0 - 23,13}{(27,5\omega_0^{2,2} + 25,3)^{(N-1)}} + 3,2. \quad (2.11)$$

Как видно из рис. 2.3 и уравнения (2.11), при значениях $N > 1,2$ изменение ω_0 практически не влияет на μ_3 . Поэтому значения эффективной вязкости слоя, полученные этим способом, при $N > 1,2$ можно вводить в уравнение (2.11). Расчетные значения для F , полученные по уравнениям, отличаются не более чем на 15 %.

Таким образом, для расчета регулятора и определения алгоритма регулирования можно использовать как выражение (2.6), так и выражение (2.7), если умножить последнее на величину S . Полученная в виде $\nu \cdot 10^{-4}, м^2с^{-1}$

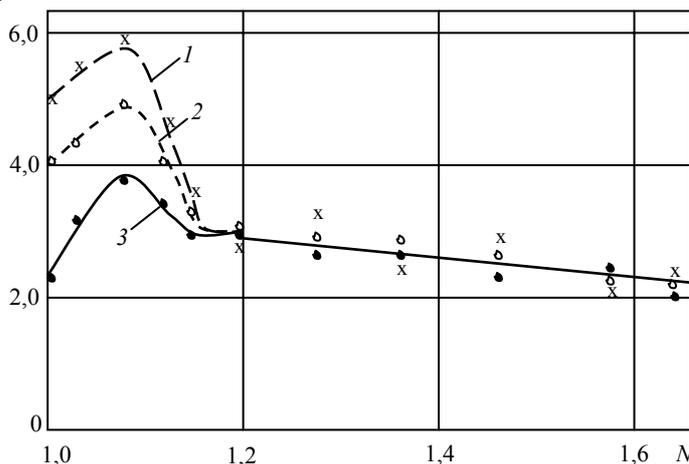


Рис. 2.3. Эффективная вязкость псевдооживленного слоя:

1 – $\omega_0 = 0,67$ с⁻¹; 2 – $\omega_0 = 0,50$ с⁻¹; 3 – $\omega_0 = 0,33$ с⁻¹

уравнения (2.7) математическая модель псевдооживленного слоя позволяет выбрать соответствующие характеристики автоматического регулятора, что дает возможность получить качественное изделие при случайных изменениях скорости его движения в процессе обработки и колебаниях расхода оживающего агента в установке.

Анализ графиков на рис. 2.3 показывает, что, начиная от точки начала псевдооживления, с увеличением скорости оживающего агента вязкость начинает расти. Это обусловлено ростом скорости частиц при малом увеличении порозности, которые приводят к усилению воздействия частиц на тензодатчик, что воспринимается как увеличение вязкости. С последующим ростом числа псевдооживления N вязкость падает, поскольку увеличивается порозность псевдооживленного слоя.

При практической вулканизации длинномерных резиновых изделий в псевдооживленном слое нужно обращать особое внимание на сопротивление протягиванию изделия через слой. При протягивании резиновых изделий через слой происходит их вытяжка. Причиной этого является сопротивление псевдооживленного слоя движению через него изделий, зависящее от вязкости псевдооживленного слоя. Поэтому были проведены опыты по измерению сопротивлений протяжке. Методика эксперимента заключается в следующем. Через псевдооживленный слой с фиксированной скоростью протягивался образец определенной длины и диаметра (рис. 2.4).

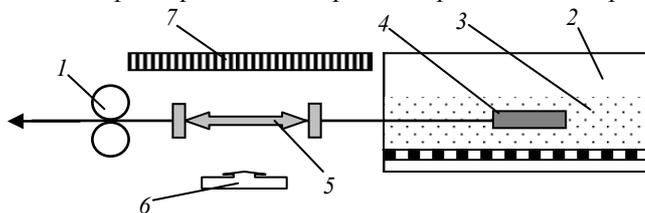


Рис. 2.4. Схема измерения сопротивления псевдооживленного слоя протяжке изделия:

1 – отборочное устройство; 2 – вулканизатор; 3 – псевдооживленный слой; 4 – образец; 5 – динамометр; 6 – фотоаппарат; 7 – линейка

С помощью динамометра и фотоаппарата определялось усилие протягивания первого образца F_1 . В это усилие входит сила лобового сопротивления $F_{л}$ и силы протяжки сопротивления:

$$F_1 = F_{л} + F_{с} . \quad (2.12)$$

Далее измерялось сопротивление второго образца, имеющего длину в два раза большую, чем у первого.

$$F_2 = F_{л} + 2F_{с} . \quad (2.13)$$

В конечном итоге получили

$$F = F_2 - F_1 = F_{л} + 2F_{с} - F_{л} - F_{с} = F_{с} . \quad (2.14)$$

Эксперименты проводились при различных скоростях протяжки и различных числах псевдооживления. Использовались образцы диаметром 30 и длиной 200 и 400 мм. Высота псевдооживленного слоя частиц с эквивалентным диаметром d_s равнялась 70 мм. Расход воздуха измерялся в сечении выходной трубы и пересчитывался на ширину вулканизационной ванны. Результаты опытов представлены на рис. 2.5.

Анализ рис. 2.5 показал, что сопротивление протяжке вначале растет с увеличением скорости протяжки, достигает максимума при скорости протяжки 1,5

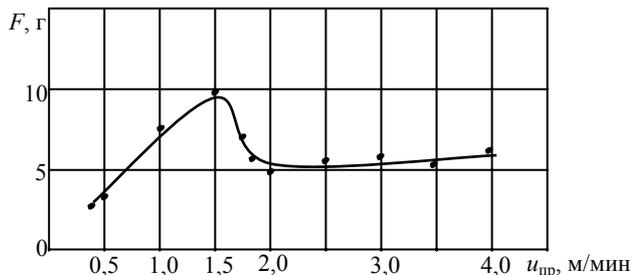


Рис. 2.5. Зависимость сопротивления от скорости протяжки образца в псевдооживленном слое

м/мин, затем уменьшается, а в дальнейшем – медленно растет, поскольку $F = m \frac{\partial u_{пр}}{\partial \tau}$.

2.1.3. Факторы, влияющие на интенсивность процесса непрерывной вулканизации резиновых изделий в высокотемпературной среде

Как указывалось выше, в настоящее время выявлены три основные группы факторов интенсификации процесса непрерывной вулканизации резиновых изделий в высокотемпературной среде: теплотехнические, рецептурные и конструктивные.

К теплотехническим факторам, влияющим на качество неформовых резинотехнических изделий, вулканизуемых непрерывным способом, в основном относятся разброс температуры по сечению вулканизационной ванны и стабильность коэффициента теплоотдачи в этом же сечении. К достоинству псевдооживленного слоя относится способность быстрого выравнивания температурного поля по всему объему слоя. Основное влияние на создание равномерного температурного поля в вулканизационной ванне оказывает выбранный способ регулирования потребляемой электрической мощности. Известно [97], что двухпозиционное регулирование потребляемой электрической мощности в установке с псевдооживленным слоем может обеспечить равномерность температуры по ядру кипящего слоя только в пределах ± 5 °С. Анализ проведенных опытов [1, 39, 41] по нагреву псевдооживленного слоя до температур, при которых проводят непрерывную вулканизацию (обычно – до 280 °С), показал, что неравномерность температур при использовании организованного газораспределения была не выше ± 3 °С. Величина пристенной зоны, в которой разность между температурой основной части псевдооживленного слоя и температурой в непосредственной близости от стенки ванны не превышала 7 °С, составляла ~ 20 мм.

Наиболее интенсивно процесс вулканизации резиновых изделий в вулканизаторе с псевдооживленным слоем осуществляется при гидродинамическом режиме, соответствующем такой скорости оживающего агента, при которой достигается максимальное значение коэффициента теплоотдачи от слоя к поверхности вулканизуемого изделия [98]. С этой целью разработаны устройства для интенсификации теплопереноса при вулканизации в псевдооживленном слое пористых (А.с. 1098821, В 29Н 5/28) и монолитных (А.с. 1162617, В 29С 35/00) изделий. Поскольку эти устройства можно использовать как при непрерывной термообработке стальных длинномерных изделий, так и при непрерывной вулканизации длинномерных экструдированных пористых и монолитных резиновых изделий, то в этой главе мы не будем останавливаться подробно на их принципе действия, поскольку работа устройств описана в первой главе. С помощью разработанных устройств можно добиться высокоинтенсивной и равномерной теплоотдачи по поверхности вулканизуемых в псевдооживленном слое резиновых изделий при минимальных числах псевдооживления.

При вулканизации резиновых изделий в псевдооживленном слое из-за небольшой теплопроводности материала изделия может возникнуть существенный перепад температур между поверхностью изделия и его центром. Поэтому нужно знать значения температуры на поверхности изделия и в его центре в любой момент времени, что можно получить аналитически. Реальные длинномерные резинотехнические изделия (уплотнители балкона, стекол и дверей ав-

томобиля и т.п.) могут иметь довольно сложный профиль сечения, что не позволяет использовать известные аналитические решения распределения температурного поля внутри изделия. Для устранения этих трудностей обычно при расчете температурного поля изделия со сложным профилем заменяют его эквивалентным бесконечным цилиндром, радиус которого находят из условия равенства площадей профиля и цилиндра.

Поскольку рассматривается вулканизация длинномерных шприцуемых резинотехнических изделий, для которых длина изделий $L_{ц}$ гораздо больше их поперечных размеров, например, диаметра $2R_{ц}$, т.е. $L_{ц} \gg 2R_{ц}$, то в первом приближении их можно рассматривать как неограниченный цилиндр, у которого длина бесконечно велика по сравнению с диаметром.

Вследствие использования указанных устройств для интенсификации теплоотдачи, теплообмен между поверхностью цилиндра и псевдооживленной средой происходит одинаково по всей поверхности изделий, а его температура зависит только от времени и радиуса (симметричная задача). Завершение вулканизации резины в изделие определяют в точке минимальной тепловой экспозиции. Поэтому следует моделировать процесс прогрева реального профиля в точке минимальной тепловой экспозиции зависимостью температуры T от времени в центре приведенного профиля. В качестве примера рассматриваем вулканизацию уплотнителей, имеющих форму цилиндра радиуса $R_{ц}$, при заданном радиальном распределении температуры в виде функции $T = f(r)$. В начальный момент времени цилиндр помещается в псевдооживленную среду с постоянной температурой $T_c > T(r, 0)$. Для стадии плавления ингредиентов смеси и связывания наполнителя, а также для завершающей стадии процесса вулканизации (образования твердой резины) температурное поле такого изделия в предположении изотропности его теплофизических свойств можно представить в виде известного уравнения [99] для неограниченного цилиндра с учетом внутренних источников тепла q

$$\frac{\partial T(r, \tau)}{\partial \tau} = a \left(\frac{\partial^2 T(r, \tau)}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T(r, \tau)}{\partial r} \right) + \frac{q}{c\rho}, \text{ при } \tau > 0; 0 < r < R, \quad (2.15)$$

где c и ρ – удельная теплоемкость и плотность материала соответственно.

Поскольку на стадии плавления $q = q_0 = \text{const}$, то решение для изображения уравнения (2.15) можно представить в виде [99]

$$T_L(r, s) - \frac{T_0}{s^2} = \frac{q}{s^2 c\rho} + \left(\frac{T_c - T_0}{s} - \frac{q}{s^2 c\rho} \right) \frac{I_0 \left(\sqrt{\frac{s}{a}} r \right)}{I_0 \left(\sqrt{\frac{s}{a}} R \right) + \frac{1}{H} \sqrt{\frac{s}{a}} I_1 \left(\sqrt{\frac{s}{a}} R \right)}. \quad (2.16)$$

Перейдя от модифицированных функций к обычным функциям Бесселя, получим

$$\Theta = 1 + \frac{1}{4} \text{Po} \left(1 + \frac{2}{\text{Bi}} - \frac{r^2}{R^2} \right) - \sum_{n=1}^{\infty} \left(1 + \frac{\text{Po}}{\mu_n^2} \right) A_n J_0 \left(\mu_n \frac{r}{R} \right) e^{-\mu_n^2 \text{Fo}}, \quad (2.17)$$

где Po – критерий Померанцева, $\text{Po} = qR^2/\lambda(T_c - T_0)$.

Из решения (2.17) следует, что в стационарном состоянии распределение температуры происходит по закону параболы.

Для стадии образования вулканизированной резины $q = q(\tau)$ есть экспоненциальная функция времени, определяемая из кривой кинетики процесса $q(\tau) = q_0 e^{-\chi\tau}$ [100]. Здесь $q_0 = -Q\rho\chi$; Q – общее количество подводимого тепла; χ – константа времени. В этом случае решение уравнения (2.15) выглядит следующим образом [99]:

$$\Theta = 1 - \frac{Po}{Pd} \left[1 - \frac{J_0\left(\sqrt{Pd} \frac{r}{R}\right)}{J_0(\sqrt{Pd}) - \frac{1}{Bi}\sqrt{Pd}J_1(\sqrt{Pd})} \right] e^{-PoFo} - \sum_{n=1}^{\infty} \left(1 - \frac{Po}{Pd - \mu_n^2} \right) A_n J_0\left(\mu_n \frac{r}{R}\right) e^{-\mu_n^2 Fo}, \quad (2.18)$$

где постоянные A_n , B_n и корни характеристического уравнения μ_n определяются из соответствующих соотношений для неограниченного цилиндра по методике в [99].

Полученные соотношения позволяют определить зависимость температуры реального профиля в точке минимальной тепловой экспозиции, а также выбрать требуемый режим нагрева изделия.

Используя аналитические решения уравнения теплопроводности для каждой стадии процесса вулканизации, можно рассчитать зависимость температуры от времени в точке минимальной тепловой экспозиции для профильных изделий различной конфигурации при известных начальной температуре псевдоожиженного слоя и соответствующих теплофизических свойствах резиновых смесей. Для каждой группы изделий можно найти зависимость температуры в центре профиля, которые позволяют выбрать оптимальный режим его нагрева с точки зрения сокращения продолжительности пребывания изделий в псевдоожиженном слое, т.е. повышения производительности вулканизатора.

К рецептурным факторам, влияющим на качество неформовых резинотехнических изделий, в основном относится выбор наилучшего состава исходной смеси для проведения процесса высокотемпературной непрерывной вулканизации, специально разработанной для выбранной технологии. Известно [101], что вулканизация в псевдоожиженном слое инертного теплоносителя длинномерных резиновых изделий экономически целесообразна при температурах в диапазоне 170...250 °С. В этих условиях время структурирования быстро вулканизирующихся смесей соизмеримо со временем прогрева изделия. На качество, например пористых уплотнителей, влияет различие в скоростях процессов структурирования и порообразования, зависящее от режимов вулканизации. Для указанного примера можно использовать резиновые смеси на основе каучука СКЭПТ-40 и комбинации хлоропренового (бутахлор МС-10) и бутадиеннитрильного (СКН-18) каучуков. В качестве преобразователей можно использовать порофоры ЧХЗ-21 и хемпор Н-90. Однако порообразование смеси на основе СКЭПТ-40 начинается позднее, чем порообразование второй смеси, температурный коэффициент порообразования у первой смеси выше и для нее характерным является завершение порообразования при начавшемся структурировании материала в температурно-временных режимах, имеющих место при вулканизации изделий в псевдоожиженном слое. Количество брака при производ-

стве уплотнителей из смеси на основе СКЭПТ-40 существенно ниже, чем из смеси на основе бутахлора МС-10 и СКН-18. Поэтому нужно улучшать стабильность смесей на основе хлоропренового (бутахлор МС-10) и бутадиеннитрильного каучуков.

К конструктивным факторам, влияющим на качество неформовых резинотехнических изделий, вулканизуемых непрерывным способом, в основном относятся ванна с промежуточным теплоносителем и присоединенная к ней ванна для опудривания резиновых изделий антиадгезивом (например, тальком) для предотвращения налипания частиц теплоносителя на поверхность резиновых изделий. Одним из основных узлов в конструкции ванны для непрерывной вулканизации длинномерных изделий является газораспределитель. Для качественной вулканизации требуется создание равномерного температурного поля по всему объему псевдооживленного слоя. Наибольшее распространение в вулканизаторах с псевдооживленным слоем получили пористые керамические газораспределители. Однако им присущ целый ряд недостатков: очень сложная система уплотнений по краям решетки, невозможно добиться равномерного псевдооживления по длине вулканизатора большой протяженности, сопротивление газораспределителя увеличивается с течением времени.

Конструктивно более удобно применение блоков из керамических труб. Из отдельно установленных труб с заглушенными концами можно собрать газораспределитель любой длины. Однако в таком газораспределителе возникает проблема ввода в него оживающего агента.

Иногда применяются насыпные цилиндрические газораспределители, представляющие собой две концентрично расположенные сетчатые трубы, внутри малой расположена опорная перфорированная металлическая труба, с боков они закрыты фланцами. Между сетчатыми трубами помещен слой мелкозернистых частиц (песка). Недостатком такого газораспределителя является невозможность осуществления рециркуляции воздуха из-за забивки и засмоления слоев газораспределителя выделениями из резины. Нами предложен газораспределитель (А.с. 1027048, В 29Н 5/28), который устраняет все вышеперечисленные недостатки известных газораспределителей и обеспечивает равномерность псевдооживления и качество вулканизации.

Исходя из результатов теоретических и экспериментальных исследований, рассмотренных выше и в [1], спроектированы линии для непрерывного производства пористых и монолитных длинномерных резиновых изделий с вулканизацией в псевдооживленной среде. Линии состоят: из червячного пресса, устройства для опудривания, вулканизатора с псевдооживленным слоем, калорифера и систем подвода и отвода оживающего агента, охлаждающего устройства, тянущего устройства, станка для резки. Отличие заключается в конструкции вулканизатора. На рис. 2.6 показана схема линии для непрерывного производства длинномерных резиновых профилей различных типов (калорифер и система подвода и отвода оживающего агента условно не показаны). В линии использована машина одночервячная 1 типа МЧТ, предназначенная для переработки теплых резиновых смесей, имеющих в момент поступления в загрузочную воронку температуру 50...80 °С с вязкостью не более 90 ед. по Муни.

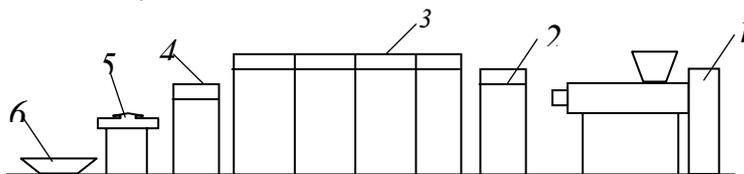


Рис. 2.6. Схема линии для непрерывного производства длинномерных профилей разных типов

Резиновый профиль после выхода из головки червячной машины 1 поступает на приемный транспортер устройства для опудривания 2 резиновых изделий, где его наружная поверхность в ванне для мокрого опудривания покрывается слоем антиадгезива (талька), чтобы избежать налипания частиц теплоносителя и его выноса из вулканизатора.

Опудренный профиль вручную заправляется в зажим и затем протаскивается через вулканизационную ка-

меру на вулканизацию.

Вулканизатор 3 представляет собой ванну длиной ~10 м. На дне ее установлены газораспределительные решетки. На них помещен слой частиц (стеклянные шарики диаметром 0,3...0,4 мм) промежуточного теплоносителя, который псевдоожижается нагретым в калорифере горячим воздухом, подаваемым через газораспределитель. Специально разработанный для данного аппарата газораспределитель (конструкция которого защищена А.с. 1027048, В 29Н 5/28) обеспечивает создание равномерного процесса псевдоожижения в аппарате любой длины. Газораспределитель надежен в работе, прост по конструкции, дает возможность точно регулировать температуру среды и предупреждает деформации изделия при его вулканизации.

Разработанный газораспределитель позволяет: поддерживать псевдоожиженную среду при работе вулканизатора и твердые частицы при его останове; устранять неравномерность газораспределения по длине вулканизационной ванны (т.е. равномерно распределять воздух по сечению ванны – это препятствует образованию застойных зон в слое, которые повышают сопротивление протяжке изделия, приводящее к его вытяжке); обеспечивает высокое качество вулканизации; снижает расход энергии примерно на 20...25 %.

Система нагрева, регулирования и автоматического поддержания температуры псевдоожиженной среды позволяет создавать переменные температуры в зонах по длине вулканизатора. Среда дополнительно подогревается помещенными в нее нагревателями, которые одновременно служат для регулирования по зонам температуры среды. Причем, первые три метра изделия выдерживают при более низкой температуре, а последние семь метров – при повышенной температуре. Такой мягкий режим вулканизации предупреждает образование локального скопления газообразных продуктов в резиновом изделии, улучшая его качество. Вулканизационная камера со всех сторон теплоизолирована. Однородность псевдоожижения легко контролируется визуально. С этой целью верхние теплоизоляционные щиты выполнены в виде поворотных крышек. Они легко поворачиваются на оси в горизонтальной плоскости. Система нагрева, регулирования и автоматического поддержания температуры псевдоожиженной среды позволяет создавать переменные температуры в зонах по длине вулканизатора.

Для исключения возможной перевулканизации профиль из вулканизатора подается в охлаждающее устройство 4, где он охлаждается до температуры порядка 20...25 °С. Охлажденный профиль проходит через тянущее устройство 5, на выходе из которого установлен станок для резки профиля заданной длины. Готовое изделие поступает в приемный бункер 6, где наматывается на бобину и после этого транспортируется на склад для хранения готовой продукции.

Линии разработаны для эксплуатации на Свердловском заводе эбонитовых и губчатых изделий, на Ленинградском заводе РТИ «Красный треугольник» и на Таллинском заводе нерудных материалов.

Ниже приведено сравнение известных аппаратов для вулканизации экструдированных резиновых изделий в псевдоожиженном слое с разработанными.

Технико-экономические показатели вулканизаторов	Известные вулканизаторы	Разработанные вулканизаторы
Производительность, кг/мин	до 8,3	до 15,1
Вулканизационная среда	Стеклянные шарики	Стеклянные шарики
Диаметр частиц, мм	0,3...0,4	0,3...0,4
Статическая высота слоя частиц, мм	100	100
Масса частиц, кг	385	385
Температура вулканизации, °С	150...250	150...250
Точность регулирования температуры, °С		
.....	± 3	± 3
.....	до 10	2...5
Время вулканизации, мин		
Размеры изделий, мм	3,5...40	3,5...40
Путь изделия в слое, мм	9500	9500
Количество ручьев (потоков) изделий, шт.	3	3
Расход воздуха, м ³ /ч	900	760
Мощность электронагревателей, кВт	157,5	145,5
Габаритные размеры, мм:		
длина	15 250	10 250
ширина	4000	3500
высота	2150	2150
Масса, кг	8050	6580

Линия разработана в двух вариантах: для вулканизации пористых изделий и для вулканизации монолитных изделий. Отличие заключается только в конструктивном оформлении вулканизатора.

Применение рассмотренных выше устройств для интенсификации теплообмена на заводах резинотехнических изделий при вулканизации длинномерных пористых и монолитных резиновых изделий позволит не только получать более качественную продукцию за счет равномерной вулканизации (по сравнению с существующими аналогичными вулканизаторами, эксплуатирующимися в отечественной и зарубежной промышленности), но и производить непрерывную вулканизацию при меньших скоростях подачи воздуха и больших скоростях перемещения изделия. Это дает возможность увеличить производительность при вулканизации не менее чем на 20...25 %, сократить расход нагретого воздуха на 50...60 % и снизить расход энергии на вулканизацию в 1,7–

1,9 раза. Поэтому разработанная нами конструкция вулканизатора относится к разряду энергосберегающих установок, полностью отвечающих современным экономическим и экологическим требованиям.

Одним из важных узлов линии является устройство для охлаждения готового резинового изделия после вулканизации. Нами предложен для этой цели аппарат (конструкция которого защищена А.с. 1095981, В 01 J 8/24), в котором интенсификация теплообмена при охлаждении резинового изделия 11 (рис. 2.7) в псевдооживленной среде происходит за счет создания различного профиля скорости воздуха на выходе из газораспределителя.

Ожижающий агент подается через индивидуальные подводы 9 одновременно в каждый короб 8 камеры ввода ожижающего агента, проходит через обтекатель потока 7 и устремляется к газораспределительным блокам 4. В начальный момент времени воздух фильтруется через слой неподвижных частиц ферромагнитного материала. Гидравлическое сопротивление этого слоя растет с увеличением расходной скорости воздуха. При скорости воздуха, соответствующей критической скорости для данного материала, ферромагнитные частицы переходят в псевдооживленное состояние. После этого гидравлическое сопротивление блока стабилизируется и не зависит от увеличения расходной скорости воздуха. Благодаря наличию сверху и снизу сеток 5, ограничивающих полые блоки, унос частиц исключен.

Пройдя полые блоки, воздух попадает в вулканизационную камеру 1 и псевдооживляет частицы теплоносителя 2. При изменении расхода воздуха и температуры нарушается равномерность выхода воздуха из решеток по длине камеры.

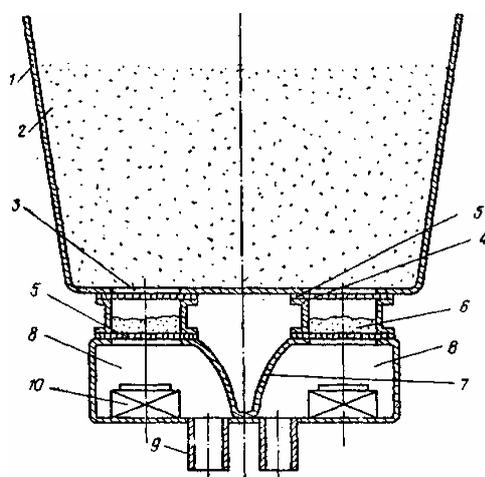


Рис. 2.7. Устройство для охлаждения резинового изделия:

1 – ванна; 2 – теплоноситель; 3 – газораспределительная решетка; 4 – блок; 5 – сетка; 6 – частицы ферромагнитного материала; 7 – обтекатель; 8 – короб; 9 – подвод сжижающего агента; 10 – электромагнит; 11 – изделие

Изменяя напряженность магнитного поля посредством силы тока, проходящего через электромагниты 10, подаваемого с пульта управления (на рис. 2.7 пульт управления условно не показан), осуществляется различное (необходимое) газораспределение по длине ванны. При подаче электрического тока создается электромагнитное поле, воздействующее на ферромагнитные частицы, которые притягиваются к сетке, уменьшая при этом зазор между частицами и, тем самым, изменяя гидравлическое сопротивление полых блоков. При этом воздух равномерно выходит из решетки по длине ванны. Предварительное регулирование равномерности газораспределения по длине ванны осуществляется путем изменения расхода воздуха, проходящего через индивидуальные подводы ожижающего агента 6 соответствующих коробов 8.

Такая конструкция газораспределителя позволяет регулировать распределение ожижающего агента по всей длине и площади поперечного сечения устройства для охлаждения. При этом устраняются застойные зоны, обеспечивается требуемое по технологии поле температур по всей длине ванны, а также создается возможность воздействовать непосредственно на такие параметры псевдооживленной среды, как расширение, вязкость и, в конечном итоге, на внешний и межфазный теплообмен.

Последнее является особо важным не только при вулканизации резиновых изделий, но и при проведении ряда других технологических процессов, позволяющих применить данный газораспределитель во многих отраслях промышленности и в сельском хозяйстве для процессов тепло- и массопереноса, протекающих в гетерогенных системах.

Таким образом, изменяя расходную скорость воздуха и варьируя напряженностью магнитного поля, можно добиться равномерного газораспределения по всей длине вулканизационной ванны. Это дает возможность уменьшить энергозатраты на псевдооживление и нагрев воздуха примерно до 15 % при существенном увеличении качества резиновых длинномерных изделий.

2.2. ВУЛКАНИЗАЦИЯ РУКАВНЫХ ИЗДЕЛИЙ

Резинотехнические изделия всегда были полудефицитным товаром в России. Например, общий выпуск

рукавов составлял в дореформенное время свыше 150 млн. погонных метров. При этом потребность народного хозяйства в этих изделиях удовлетворялась всего лишь на 70 % из-за отсутствия соответствующего технологического оборудования [102]. Однако при переводе производства резиновых технических изделий на путь повышения его эффективности на базе устаревшей технологии (которая не отвечает современным экономическим и экологическим требованиям, поскольку возможности ее уже исчерпаны), естественно, возникла проблемная ситуация.

Существующий в настоящее время процесс изготовления резинотехнических изделий почти на всех стадиях производства требует применения большого количества ручного труда, а применяемое оборудование малопроизводительно. Поэтому сложившаяся в отечественной экономике ситуация ставит перед производителями резинотехнических изделий ряд первоочередных задач по повышению эффективности их производства.

Особенностью процесса изготовления рукавных изделий является то, что процесс вулканизации осуществляется в специальных автоклавах (котлах) периодическим способом и не связан с поточными линиями производства рукавов. Многие попытки разработать непрерывный процесс изготовления рукавных изделий, включая их вулканизацию, наталкивались на одну и ту же большую проблему, связанную с образованием в стенках рукавов газовых раковин и пузырей, полностью устранить которые практически не удавалось.

Это обусловлено следующими факторами. При наложении кордовой ленты в качестве упрочняющего слоя и последующего обрезинивания в стенки рукавов проникает воздух, устранить который практически не представляется возможным. Содержащийся в стенках рукава воздух расширяется при нагревании в процессе вулканизации и приводит к образованию воздушных раковин и полостей. Метод свинцовой пресс-оболочки, при котором наносится свинцовый слой толщиной в 3 мм (позднее он удаляется с рукава), в определенной мере способствовал решению этой проблемы. Дорогостоящий процесс не мог в полной мере решить данную проблему. Метод вулканизации рукавных изделий в псевдоожиженной среде в этой связи применялся только для шлангов (без упрочняющих слоев).

Для устранения указанных недостатков предложена конструкция вулканизатора, которая предусматривает ведение непрерывной вулканизации рукавов на дорнах в псевдоожиженной среде под давлением. Наиболее важное оборудование для этого процесса – вулканизатор, отборочное устройство (для перемещения рукавов) и устройство для съема рукавов с дорна. Оригинальность предложенных технических решений подтверждена А.с. 1437238 В 29 С 35/02, 71/02; 1143607 В 29 D23/22; 1381001 В 29 D23/22, В 29 С 33/46. На рис. 2.8 показан продольный разрез аппарата для вулканизации рукавов на дорне, а его поперечное сечение – на рис. 2.9.

Вулканизатор содержит обогреваемую камеру 1 и расположенную в нижней части последней дутьевую камеру 2 с газораспределителем 3, на котором размещен слой 4 мелкодисперсного теплоносителя. Камера 1 покрыта слоем теплоизоляции 5. В камере 1 расположен орган для транспортирования обрабатываемых изделий, имеющий центральный вал 6, закрепленные на нем планшайбы 7 и 8 и привод 9 поворота вала с пневмоцилиндром 10. Вал 6 установлен в опорах 11, имеющих уплотнения 12. На планшайбах по окружности расположены держатели для изделий, которые выполнены в виде гнезд 13 и 14.

Вулканизатор снабжен концентрично расположенными опорами для изделий. Внутренняя опора выполнена в виде смонтированных на валу 6 свободновращающихся дисков 15 с расположенными на их боковой поверхности секторами 16, между которыми и дисками размещены пружины 17. Наружная опора выполнена в виде спирали 18, закрепленной на внутренней поверхности камеры 1 посредством кронштейнов 19. На торце камеры 1 имеется загрузочное окно 20. В камере 1 соосно с загрузочным окном 20 установлены охватывающие обрабатываемое изделие поворотные направляющие 21 с возможностью взаимодействия свободными концами с подпружиненными секторами.

Дорн 28 с рукавом 29 и оправкой 30 вводится в загрузочное окно 20, откидывается самоуплотняющаяся крышка 24 и дорн вводится в гнездо 13 планшайбы 7. Включаются пневмоцилиндры 21 и поворотные направляющие секторы 16 отжимаются в положение загрузки. Дорн с рукавом продвигается до вхождения в гнездо 14 планшайбы 8, оправка 30 отстыковывается от дорна и вынимается из загрузочного окна, крышка 24 закрывается и уплотняется давлением внутри камеры 1. Пневмоцилиндры 21 переводят поворотные направляющие в рабочее положение, подпружиненные секторы 16 прижимают дорн с рукавом к

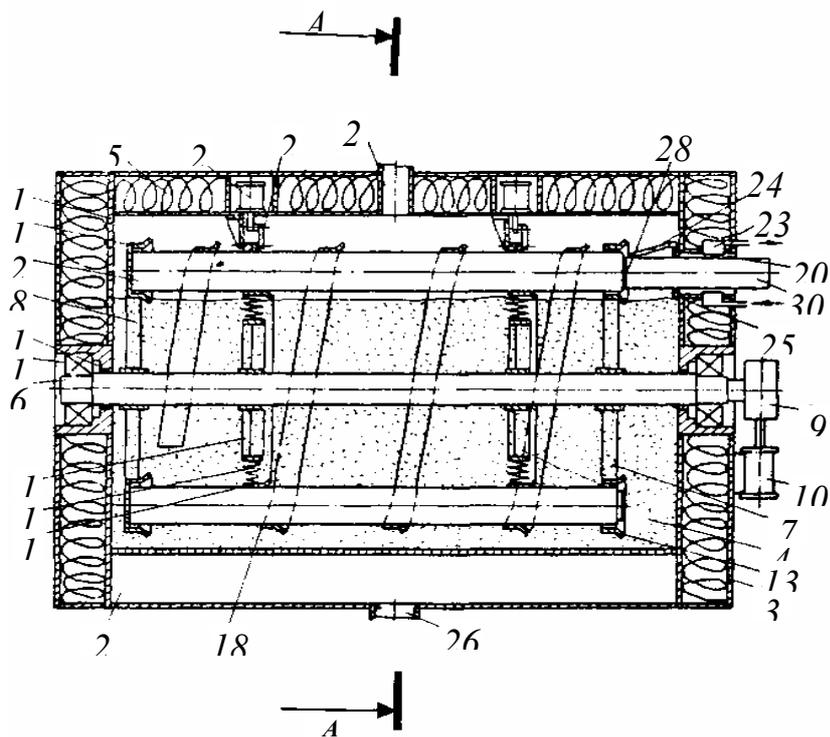


Рис. 2.8. Устройство для вулканизации рукавных изделий под давлением

спирали 18. Пневмоцилиндр 10 проворачивает вал 6 приводом 9 с механизмом, обеспечивающим точное совпадение осей загрузочного окна 20 и следующей пары гнезд 13 и 14. Цикл повторялся, пока не заполнились все гнезда 13 и 14. Рукава, прижатые к спирали 18 секторами 15, обкатываются по ней, диски 15 с секторами 16 и пружинами 17, свободно сидящие на валу 6, проворачиваются трением о рукава. После полного оборота вала 6 дорн с рукавом возвращается в первоначальное положение. В загрузочное окно 20 вводится оправка 30, стыкуется с дорном 28, поворотными направляющими 21 отжимается соответствующий сектор 16 и рукав с дорном выводится наружу. Давление в ванне аппарата не менее чем на 30 % сокращает время вулканизации, а возможность одновременной и непрерывной вулканизации нескольких изделий значительно повышает производительность аппарата.

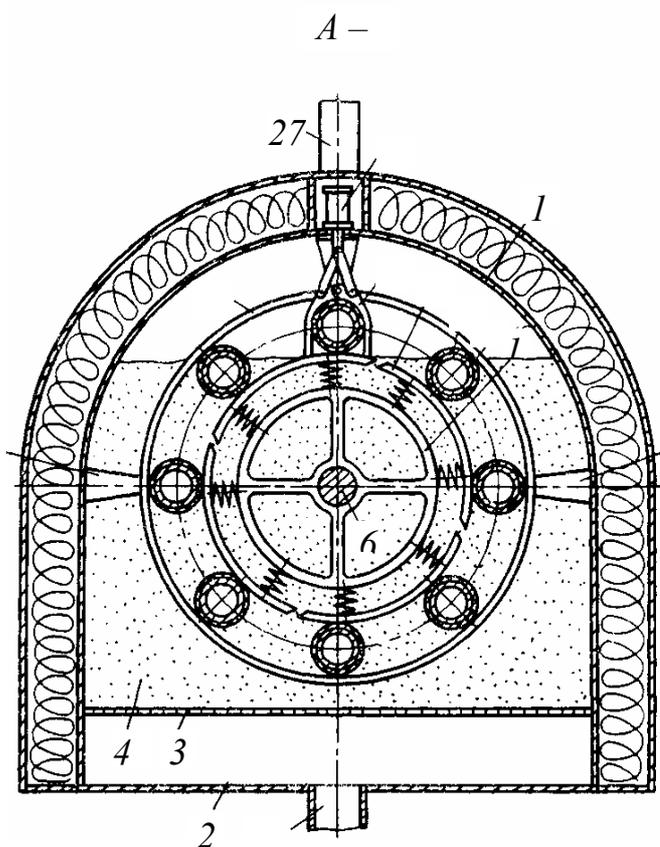


Рис. 2.9. Устройство для вулканизации рукавных изделий (сечение $A - A$)

Предлагаемое устройство обеспечивает качественную термообработку изделий большой длины вследствие равномерного прогрева его со всех сторон в результате вращения в теплоносителе. Введение в качестве теплоносителя псевдооживленной среды мелкозернистых частиц под давлением позволяет существенно (не менее чем на 30 %) сократить время нахождения изделия в вулканизаторе, что в совокупности с возможностью одновременной и непрерывной вулканизации нескольких изделий дает возможность значительно повысить производительность устройства. Модернизация вулканизаторов этого типа в дальнейшем может заключаться в увеличении числа одновременно загружающихся дорнов с резиновым изделием (т.е. путем добавления двух входных и двух выходных загрузочных устройств).

Следует отметить, что вулканизация в псевдооживленной среде имеет большие резервы для модернизации. Возможно совершенствование системы утилизации отработанного воздуха (целесообразно его повторное применение); за счет уменьшения размера частиц можно снизить расход воздуха и уменьшить энергозатраты; улучшение системы нагрева среды (применение только подогревателей в ванне).

Наиболее перспективными направлениями дальнейшего усовершенствования оборудования для термообработки резиновых изделий является переход от использования отдельных аппаратов и машин, в том числе оснащенных программным управлением, к внедрению гибкой (переналаживаемой) автоматизированной линии. При этом технологическое оборудование расположено в принятой последовательности технологических операций, объединено единой автоматизированной транспортно-складской системой и оснащено автооператорами и специализированными манипуляторами [103, 104].

3. ВИБРОГРАВИТАЦИОННЫЙ ЦИРКУЛЯЦИОННЫЙ СЛОЙ КАК НОВАЯ ДВУХФАЗНАЯ СРЕДА

3.1. КЛАССИФИКАЦИЯ АППАРАТОВ ЦИРКУЛЯЦИОННОГО СЛОЯ

В предыдущих главах рассмотрено влияние структурных и гидродинамических эффектов, возникающих при погружении протяженного тела в псевдооживленную среду, на интенсивность переноса теплоты. Однако использование псевдооживленного слоя наиболее эффективно при проведении теплообменных, а не массообменных процессов. Так, теплоотдача от поверхности тела, погруженного в псевдооживленный слой дисперсного материала, в 10–20 раз выше, чем от поверхности тела к газовому потоку [39, 41, 105], а массоотдача в тех же условиях возрастает всего в 3–4 раза [105].

Кроме того, дисперсный материал, диаметр частиц которого меньше 0,1 мм, с помощью воздуха ожить не удастся, так как частицы слипаются. Воздух сквозь слой таких частиц прорывается отдельными струйками. Привести частицы $d < 0,1$ мм в псевдооживленное состояние можно только с помощью вибрации.

Поэтому нужен иной подход к созданию условий взаимодействия контактирующих фаз, способствующих значительно более интенсивному процессу обновления межфазной поверхности, чем имеет место в обычном псевдооживленном слое. Этому направлению посвящена настоящая глава. Оно связано с созданием и освоением прогрессивных процессов тепло- и массопереноса, для проведения которых наиболее перспективными являются аппараты с циркуляционным слоем.

Во всех аппаратах с циркуляционным слоем технологической средой для проведения процессов тепло- и массообмена является инертный промежуточный дисперсный теплоноситель. Поэтому характерной особенностью этих аппаратов является обязательное наличие в них теплоносителя, частицы которого совершают циркуляционное движение по замкнутой траектории.

Аппараты циркуляционного слоя классифицируют по следующим наиболее важным технологическим и конструктивным признакам:

- 1) по характеру осуществления процесса – аппараты периодического или непрерывного действия;
- 2) по способу приведения в движение частиц дисперсного теплоносителя:

- механические (за счет вибрационного энергетического воздействия) – аппараты с виброгравитационным циркуляционным слоем [106];
 - газодинамические (за счет энергии струи газа) – аппараты с газогравитационным циркуляционным слоем [107];
 - электромагнитные (за счет энергии электромагнитного поля) – аппараты с вихревым электромагнитным циркуляционным слоем [108];
- 3) по конструктивным особенностям – вертикальные и горизонтальные аппараты;
- 4) по способу подвода теплоты к промежуточному теплоносителю – с наружным подводом, с внутренним подводом и со смешанным подводом.

Поскольку в настоящее время в литературе отсутствуют сведения по аппаратам с виброгравитационным циркуляционным слоем, рассмотрим этот тип аппаратов более подробно. Сначала дадим определение понятию виброгравитационного циркуляционного слоя.

Термин «слой» означает частицы мелкозернистого теплоносителя (стеклянные шарики, песок, электрокорунд и др.); «виброгравитационный» – частицы теплоносителя вибрацией винтовых перфорированных лотков поднимаются до верхнего лотка и по специальному устройству сыплются на дно ванны за счет сил гравитации; «циркуляционный» – частицы теплоносителя совершают циркуляционные движения по замкнутому контуру в ванне аппарата. Частицы теплоносителя одновременно с подъемом по перфорированным винтовым лоткам непрерывно просыпаются из вышерасположенных лотков через отверстия в них на нижерасположенные лотки. Эти два движения частиц взаимосвязаны и при определенных соотношениях их скоростей обеспечивают устойчивую (во времени и пространстве) структуру виброгравитационного циркуляционного слоя.

Причем в ванне аппарата циркулируют только частицы теплоносителя, а обрабатываемые изделия (длинномерные или штучные) или материалы (зерно и др.) подаются на нижний лоток, поднимаются по винтовым лоткам при постоянном и равномерном воздействии на их поверхность частиц теплоносителя и выходят с верхнего лотка в приемный бункер.

По особенностям внешнего теплообмена виброгравитационный циркуляционный слой во многом имеет сходство (табл. 3.1) с переносом теплоты в неоднородной псевдооживленной среде [39, 41, 105].

Способы интенсификации теплопереноса в виброгравитационном циркуляционном слое подразделяются на четыре группы (табл. 3.2).

3.1. Сравнение основных характеристик псевдооживленной среды и виброгравитационного циркуляционного слоя

Параметр	Характеристика	
Вид теплоносителя	Псевдооживленная среда	Виброгравитационный циркуляционный слой
Тип процесса	Внешний перенос теплоты	Внешний перенос теплоты
Лимитирующая стадия	Коэффициент теплоотдачи α	Коэффициент теплоотдачи α
Факторы, оказывающие основное влияние на лимитирующую стадию	Число псевдооживления, порозность пристенной зоны, время пребывания частиц у теплообменной поверхности, форма, размер и расположение теплообменной поверхности в слое, размер частиц теплоносителя, теплофизические параметры частиц и газа, конструкция газораспределителя, конструктивные особенности аппарата	Амплитуда и частота колебаний, порозность пристенной зоны, время пребывания частиц у теплообменной поверхности, форма, размер и расположение теплообменной поверхности в слое, размер частиц теплоносителя, теплофизические параметры частиц и газа, размер отверстий перфорации в лотках, конструктивные особенности аппарата
Сущность процесса	Первопричина возникновения псевдооживленного слоя – движение газа, от скорости которого зависит характер процесса (фильтрация, однородное псевдооживление, неоднородное псевдооживление и т.д.). Перфорация в газораспределителе нужна для прохода газа на оживление частиц теплоносителя	Первопричина возникновения виброгравитационного циркуляционного слоя – амплитуда, частота и траектории колебательного движения лотка ванны, угол направления вибрации, угол подъема лотка к горизонту. Перфорация дна лотков нужна для просыпания частиц с верхнего лотка на нижний. Необходимо устройство для перетока частиц с верхнего лотка на дно ванны

Продолжение табл. 3.1

Параметр	Характеристика	
Основные факторы, снижающие теплоперенос	Увеличение скорости газа приводит к росту порозности слоя. Уменьшение	Увеличение амплитуды и частоты колебаний лотка приводит к росту порозно-

Параметр	Характеристика	
	концентрации частиц и их подвижности снижает α	сти слоя. Уменьшение концентрации частиц и их подвижности снижает α
Факторы, усиливающие теплоперенос	Таблица 5.3 [1]	Таблица 3.2
Вид энергетического воздействия для увеличения переноса теплоты	Механические, газодинамические, колебательные, импульсные	Механические, газодинамические, колебательные, импульсные

3.2. Классификация способов интенсификации теплопереноса в виброгравитационных циркуляционных средах

Группа	Способы
1. Традиционные	1. Уменьшение размера частиц
2. Механические	2.1. Вибрация 2.2. Поток частиц
3. Комбинированные	3. Вибрация, поток частиц, пульсирующий поток газа
4. Конструктивные	4.1. Изменение шероховатости 4.2. Увеличение площади ребрами

Выбор размера частиц теплоносителя ограничен. Известно, для частиц с $d_t < 0,05$ мм есть параметры вибрации, при которых нет перемещения, поэтому следует использовать частицы с $d_t > 0,05$ мм. С другой стороны, диаметр используемых частиц не должен превышать диаметра перфорации лотков $d_{л}$ винтовой ванны аппарата, поскольку в противном случае не будет просыпания частиц с вышерасположенного лотка на нижерасположенный лоток. Следовательно, условие применения частиц можно представить в виде неравенства $d_{л} > d_t > 0,05$ мм.

Основное условие создания виброгравитационной циркуляционной среды – вибрационные воздействия на частицы теплоносителя. Параметры вибрации должны:

а) быть больше минимального значения (первого критического), при котором начинается виброперемещение частиц теплоносителя;

б) не превышать максимального значения (второго критического), при котором частицы пролетают над отверстиями лотка и не просыпаются на нижерасположенный лоток.

Рабочая скорость движения частиц теплоносителя зависит, прежде всего, от продолжительности технологического процесса и его интенсивности.

В табл. 3.1 приведен сравнительный анализ основных свойств неоднородной псевдооживленной среды и виброгравитационного циркуляционного слоя при внешнем переносе теплоты. Из анализа следует, что интенсивность переноса теплоты в этих средах определяется и структурно-гидродинамическими характеристиками слоя в целом, и его локальными особенностями около поверхности теплообмена. Одинаково влияют на перенос теплоты: размер частиц теплоносителя, теплопроводность газа, частота смены частиц в пристенной области теплообменной поверхности, порозность слоя в этой области и ряд других факторов.

Проведенные экспериментальные исследования подтвердили эти выводы.

Виброгравитационный циркуляционный слой имеет существенные преимущества перед известными средами. Основное достоинство аппаратов с виброгравитационным циркуляционным слоем – компактность и высокий тепловой коэффициент полезного действия, перемещение изделий (или материалов) осуществляется вибрациями лотка внутри слоя частиц теплоносителя, существенное увеличение тепло- и массопереноса, небольшие потери тепла в окружающую среду, возможность встраивания аппаратов в поточные линии. Варианты практического использования виброгравитационного циркуляционного слоя приведены в настоящей работе.

Отсутствие теоретических обобщений по структуре и гидродинамике псевдооживленных и виброгравитационных циркуляционных сред с погруженными в них протяженными телами затрудняет создание моделей этого взаимодействия, без которых невозможно разработать способы интенсификации теплопереноса в этих средах.

Разработка эффективных способов интенсификации теплопереноса как в неоднородных псевдооживленных, так и в виброгравитационных циркуляционных средах возможна только на основе адекватной модели внешнего теплообмена, отражающей реальную картину структурно-гидродинамических эффектов, возникающих при контакте поверхности с гетерогенной средой, и степени их воздействия на процессы [1].

В настоящей работе систематизированы исследования по интенсификации теплопереноса в виброгравитационных циркуляционных средах. Основное внимание уделено теоретическим основам интенсификации этих процессов применительно к погруженным в слой телам различной длины и формы, имеющим большое практическое значение (вулканизация, сушка и т.п.). Это позволило решить ряд практических задач, результаты которых внедрены в промышленность.

3.2. Теоретические основы виброгравитационного циркуляционного слоя

Аналитическое описание динамики и тепломассообменных процессов, протекающих в аппаратах виброгравитационного циркуляционного слоя, очень сложно и не всегда оказывается возможным получить его решение. Поэтому при проектировании прибегают к математическому моделированию, когда реальные процессы, протекающие в аппарате, заменяются соответствующими моделями. Поскольку при составлении математической модели применяются фундаментальные законы, описывающие процесс, то после экспериментальной проверки построенная модель может служить надежным средством получения достоверной информации о ходе протекания процесса и существенно упростить проведение инженерных расчетов при проектировании аппаратов.

Теоретическое описание процесса термообработки материала в виброгравитационных циркуляционных аппаратах состоит из зависимостей, описывающих динамику процесса функционирования виброгравитационного циркуляционного слоя.

При проектировании виброгравитационных циркуляционных аппаратов практическое значение имеет задача определения закона движения дисперсного теплоносителя. Для ее решения проведем общий анализ процесса образования виброгравитационного циркуляционного слоя и определим основные параметры, характеризующие его. При анализе процесса формирования устойчивого во времени и пространстве виброгравитационного циркуляционного слоя в винтовом вертикальном аппарате динамику движения дисперсного теплоносителя и перемещения материалов в нем описываем, условно разбивая ее на следующие стадии:

- перемещение теплоносителя снизу вверх по винтовым перфорированным лоткам;
- истечение теплоносителя через отверстия вышерасположенного лотка на нижерасположенный лоток;
- движение теплоносителя с верхнего лотка по специальному устройству на дно ванны аппарата;
- движение термообрабатываемых изделий или материалов в слое.

Принцип вибрационного транспортирования одиночных деталей широко используется в питателях. Известные теоретические исследования движения одиночной частицы по наклонной плоскости позволили получить расчетные зависимости для питателей, которые удовлетворительно согласуются с экспериментальными данными [109–113]. Весь путь движения одиночной детали разбивается на отдельные этапы: разгон, движение с лотком без проскальзывания, первое торможение, свободный полет, второе торможение.

Далее для них находятся решения (по мгновенным скоростям и временам на каждом этапе), которые увязываются между собой.

В виброциркуляционном аппарате перемещается не одна частица, а их большая масса. Закономерности движения по вибрирующей поверхности лотка слоя частиц существенно отличаются от движения одиночной частицы. В частности, скорость перемещения слоя дисперсного материала значительно снижается по сравнению со скоростью, рассчитанной для отдельной частицы. Это связано со сложностью протекающих при вибротранспортировании процессов [111, 114]. Поэтому в таких случаях обычно используют уравнения движения одиночной частицы, дополняемые некоторыми специальными составляющими, учитывающими вторичные эффекты. Поскольку транспортирование слоя частиц весьма сложный и к настоящему времени мало исследованный процесс, то полученные расчетные формулы проверяются опытным путем и только после этого даются рекомендации по их применимости.

В нашем случае большое влияние на движение частиц теплоносителя оказывают аэродинамические явления, стохастический характер перемещения отдельных частиц и трение между ними. Поэтому движение слоя дисперсного теплоносителя по наклонным перфорированным лоткам за счет вибрационного воздействия на него нужно рассматривать с учетом силы сопротивления среды и аэродинамического воздействия на частицы.

По известным литературным [112, 115, 116] и нашим экспериментальным данным [39] наиболее эффективными с позиции тепло- и массопереноса в вибрострое являются отрывные режимы движения частиц. Они обеспечивают большую скорость перемещения частиц и стабильность движения. При отрывном движении частиц в пространстве между поверхностью перфорированного лотка и нижним слоем частиц возникает знакопеременный аэродинамический напор [113].

При падении частиц в этой зоне создается соответствующее повышение давления, а при подбрасывании – некоторое разрежение. Знакопеременный напор, образующийся в этой зоне, обуславливает «насосное действие» вибрирующего слоя и оказывает существенное влияние на характер движения частиц в результате фильтрации воздуха через «непровальную» перфорированную решетку. При этом поток воздуха в слое улучшает перемешивание частиц и способствует их направленному движению.

В отличие от известных случаев виброперемещения частиц, виброциркуляционный аппарат имеет характерную только для него особенность: отверстия в вибрирующем лотке гораздо больше диаметра частиц теплоносителя, но меньше эквивалентного диаметра высушиваемых материалов.

Через эти отверстия сверху вниз интенсивно просыпаются частицы из вышерасположенных на нижерасположенных лотках, а снизу вверх через виброожиженный слой фильтруется воздух. Из-за этих факторов возникает дополнительное сопротивление перемещению частиц. Скорость движения слоя значительно снижается по сравнению со скоростью, рассчитанной для отдельной частицы.

Физический механизм движения частиц теплоносителя по перфорированному вибрирующему лотку весьма сложен. Он зависит не только от характеристик теплоносителя (эквивалентный диаметр частиц и их форма, плотность, влажность, сила трения и др.), но и режимных параметров самого процесса (параметры вибрации, угол между направлением колебаний и перфорированным лотком и др.). Аналитическое исследование переме-

шения теплоносителя в виброциркуляционных аппаратах, при весьма большом многообразии аргументов, представляет существенные трудности. Поэтому в первом приближении элемент движущихся по лотку частиц теплоносителя представляем в виде материальной единичной частицы, а сопротивление перемещению всех частиц выразим с учетом соответствующих сил.

Рассмотрим условия перемещения частицы массой m снизу вверх по винтовому перфорированному лотку (рис. 3.1, ось координат OX совпадает с поверхностью перфорированного лотка). Лоток, наклоненный к горизонту под углом α , совершает вынужденные колебания с амплитудой A_l и частотой ω_l .

Вынуждающая сила меняется по синусоидальному гармоническому закону $A_l \sin \omega_l \tau$ в направлении, образующем угол β с его плоскостью.

В системе координат, связанной с поверхностью лотка, на частицу в общем случае действуют силы тяжести F_m , трения о поверхность лотка $F_{тр}$, нормальной реакции поверхности лотка на частицу F_n , инерции $F_{и}$, аэродинамического воздействия газового потока на частицу F_b , архимедовой $F_{ар}$, сопротивления F_c .

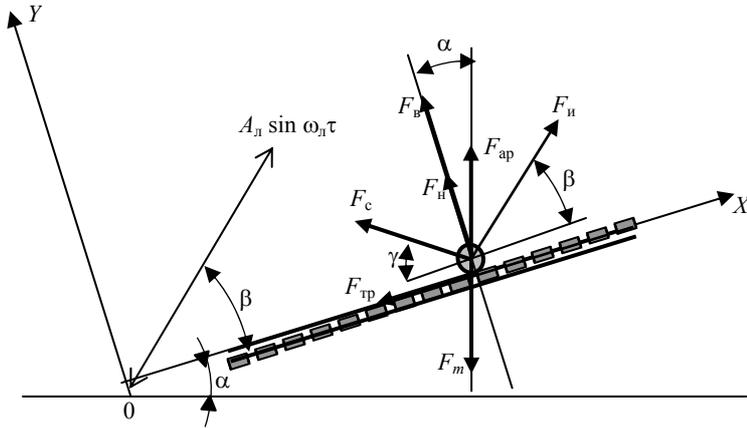


Рис. 3.1. Схема действующих на частицу сил в аппарате виброгравитационного циркуляционного слоя

Для рассматриваемой системы сил и ускорений дифференциальные уравнения неравномерного движения частицы относительно вибрирующего лотка в проекциях на оси OX и OY имеют вид:

$$m \left(\frac{d^2 x}{d\tau^2} \right) = \sum_{i=1}^n F_{ix} ; \quad m \left(\frac{d^2 y}{d\tau^2} \right) = \sum_{i=1}^n F_{iy} , \quad (3.1)$$

где τ – время.

В нашем случае выражения (3.1) принимают вид:

$$m \left(\frac{d^2 x}{d\tau^2} \right) = F_{иx} - F_{mx} + F_{арx} - F_{тр} - F_{cx} ; \quad (3.2)$$

$$m \left(\frac{d^2 y}{d\tau^2} \right) = F_{иy} + F_{арy} + F_n + F_b + F_{cy} - F_{my} . \quad (3.3)$$

После подстановки в уравнения (3.2) и (3.3) значений соответствующих сил получим:

$$m \left(\frac{d^2 x}{d\tau^2} \right) = mA_l \omega_l^2 \sin \omega_l \tau \cos \beta - mg \sin \alpha + F_{ар} \sin \alpha - F_{тр} - F_c \cos \gamma ; \quad (3.4)$$

$$m \left(\frac{d^2 y}{d\tau^2} \right) = mA_l \omega_l^2 \sin \omega_l \tau \sin \beta + F_{ар} \cos \alpha + F_n + F_b + F_c \sin \gamma - mg \cos \alpha , \quad (3.5)$$

где γ – угол приложения силы сопротивления F_c .

Значение силы трения $F_{тр}$ зависит от направления мгновенных перемещений частиц [117]. В первом приближении представим величину силы трения $F_{тр}$ в виде произведения $F_{тр} = fF_n = \operatorname{tg} \varphi_r F_n$. Здесь f – коэффициент сопротивления перемещению частиц теплоносителя; φ_r – угол трения частиц теплоносителя о плоскость лотка.

В соответствии с рекомендациями [111, 118] силу сопротивления F_c принимаем пропорциональной скорости колебаний $W_k = A_l \omega_l \cos \omega_l \tau$:

$$F_c = k_1 W_k = k_1 A_l \omega_l \cos \omega_l \tau , \quad (3.6)$$

где k_1 – коэффициент сопротивления, зависящий от свойств сыпучего материала, состояния поверхности лотка, его геометрических размеров и др. В первом приближении величину k_1 можно представить в виде произведения $k_1 = k_{1\tau} k_{1\beta}$. Здесь $k_{1\tau}$ – коэффициент внутреннего трения частиц теплоносителя, зависящий, в частности, от влажности материала, а $k_{1\beta}$ – поправочный коэффициент, учитывающий, в частности, уменьшение сил внутреннего трения дисперсного теплоносителя за счет дополнительного воздействия на вибрирующие частицы слоя потока воздуха.

Частица не отрывается от вибрирующего лотка (находится на его поверхности) в случае, если ее ускорение равно нулю, т.е. $d^2y/d\tau^2 = 0$. Тогда из уравнения (3.5) следует

$$F_H = mg \cos \alpha - mA_{\text{л}} \omega_{\text{л}}^2 \sin \omega_{\text{л}} \tau \sin \beta - F_{\text{ар}} \cos \alpha - F_{\text{в}} - k_1 A_{\text{л}} \omega_{\text{л}} \cos \omega_{\text{л}} \tau \quad (3.7)$$

Подставляем в уравнение (3.4) значение $F_{\text{тр}} = \text{tg} \varphi_{\text{т}} F_H$. Величину F_H берем из выражения (3.7), тогда имеем

$$m(d^2x/d\tau^2) = mA_{\text{л}} \omega_{\text{л}}^2 \sin \omega_{\text{л}} \tau \cos \beta - mg \sin \alpha + F_{\text{ар}} \sin \alpha - (mg \cos \alpha - mA_{\text{л}} \omega_{\text{л}}^2 \sin \omega_{\text{л}} \tau \sin \beta - F_{\text{ар}} \cos \alpha - F_{\text{в}} - k_1 A_{\text{л}} \omega_{\text{л}} \cos \omega_{\text{л}} \tau) \text{tg} \varphi_{\text{т}} - k_1 A_{\text{л}} \omega_{\text{л}} \cos \omega_{\text{л}} \tau \cos \gamma \quad (3.8)$$

Для интегрирования уравнения (3.8) нужно знать зависимость каждого слагаемого от времени. Такая зависимость установлена для силы $F_{\text{с}}$ (выражение (3.6)). Силу аэродинамического воздействия газового потока на частицы $F_{\text{в}} = S_{\text{сл}} \Delta P_{\text{сл}} = S_{\text{сл}} (\rho_{\text{т}} - \rho_{\text{в}}) (1 - \varepsilon_{\text{сл}}) g h_{\text{т}}$ принимаем [119] по времени постоянной.

Силу Архимеда $F_{\text{ар}} = \frac{\pi d_{\text{т}}^3}{6} \rho_{\text{в}} g$ также принимаем постоянной по времени. Здесь $d_{\text{т}}$ – эквивалентный диаметр частиц теплоносителя; $\rho_{\text{в}}$ – плотность воздуха; $\rho_{\text{т}}$ – плотность частиц; $\varepsilon_{\text{сл}}$ – порозность слоя частиц теплоносителя; $h_{\text{т}}$ – высота слоя частиц теплоносителя; g – ускорение свободного падения; $S_{\text{сл}}$ – площадь поперечного сечения слоя частиц теплоносителя; $\Delta P_{\text{сл}}$ – перепад давления для воздуха, проходящего через слой частиц.

Проведем тригонометрическое преобразование уравнения (3.8), сгруппировав слагаемые с $\sin \omega_{\text{л}} \tau$ и $\cos \omega_{\text{л}} \tau$, получим

$$m(d^2x/d\tau^2) = mA_{\text{л}} \omega_{\text{л}}^2 \sin \omega_{\text{л}} \tau \cos(\varphi_{\text{т}} - \beta) / \cos \varphi_{\text{т}} - k_1 A_{\text{л}} \cos \omega_{\text{л}} \tau \cos(\varphi_{\text{т}} + \gamma) / \cos \varphi_{\text{т}} - mg \sin(\varphi_{\text{т}} + \alpha) / \cos \varphi_{\text{т}} + F_{\text{ар}} \sin(\varphi_{\text{т}} + \alpha) / \cos \varphi_{\text{т}} + F_{\text{в}} \quad (3.9)$$

Сократив уравнение (3.9) на величину m , проинтегрируем его по времени τ . Находим значение скорости частицы $W_{\text{чх}}$:

$$W_{\text{чх}} = \int \left(\frac{d^2x}{d\tau^2} \right) d\tau = A_{\text{л}} \omega_{\text{л}} \cos \omega_{\text{л}} \tau \cos(\varphi_{\text{т}} - \beta) / \cos \varphi_{\text{т}} - (k_1 A_{\text{л}} / m) \sin \omega_{\text{л}} \tau \cos(\varphi_{\text{т}} + \gamma) / \cos \varphi_{\text{т}} - g \tau \sin(\varphi_{\text{т}} + \alpha) / \cos \varphi_{\text{т}} + \frac{F_{\text{ар}} \tau}{m} \sin(\varphi_{\text{т}} + \alpha) / \cos \varphi_{\text{т}} + \frac{F_{\text{в}} \tau}{m} \text{tg} \varphi_{\text{т}} + C_1 \quad (3.10)$$

Поскольку решается переходная задача (т.е. рассматривается поведение слоя после включения вибропривода), то постоянную интегрирования C_1 находим из начального условия: при $\tau = 0$ также $W_{\text{чх}} = 0$, так как без вибрации нет движения частиц. Тогда с учетом, что при $\tau = 0$ $\sin \omega_{\text{л}} \tau = 0$

$$C_1 = A_{\text{л}} \omega_{\text{л}} \cos(\varphi_{\text{т}} - \beta) / \cos \varphi_{\text{т}} \quad (3.11)$$

Подставляя значение C_1 из (3.11) в выражение (3.10), после преобразования получим окончательно выражение для скорости перемещения частицы

$$W_{\text{чх}} = A_{\text{л}} \omega_{\text{л}} (1 - \cos \omega_{\text{л}} \tau) \cos(\varphi_{\text{т}} - \beta) / \cos \varphi_{\text{т}} - (k_1 A_{\text{л}} / m) \sin \omega_{\text{л}} \tau \cos(\varphi_{\text{т}} + \gamma) / \cos \varphi_{\text{т}} - g \tau \sin(\varphi_{\text{т}} + \alpha) / \cos \varphi_{\text{т}} + \frac{F_{\text{ар}} \tau}{m} \sin(\varphi_{\text{т}} + \alpha) / \cos \varphi_{\text{т}} + \frac{F_{\text{в}} \tau}{m} \text{tg} \varphi_{\text{т}} \quad (3.12)$$

Перемещение частицы по плоскости OX определяется интегрированием по времени уравнения (3.12):

$$\begin{aligned}
x = \int W_{\text{чх}} d\tau = & A_{\text{л}} \omega_{\text{л}} \tau \cos(\varphi_{\text{т}} - \beta) / \cos \varphi_{\text{т}} - \\
& - A_{\text{л}} \sin \omega_{\text{л}} \tau \cos(\varphi_{\text{т}} - \beta) / \cos \varphi_{\text{т}} + \\
& + \frac{k_1 A_{\text{л}}}{m \omega_{\text{л}}} \cos \omega_{\text{л}} \tau \cos(\varphi_{\text{т}} + \gamma) / \cos \varphi_{\text{т}} - \\
& - \frac{g \tau^2}{2} \sin(\varphi_{\text{т}} + \alpha) / \cos \varphi_{\text{т}} + \\
& + \frac{F_{\text{ап}} \tau^2}{2m} \sin(\varphi_{\text{т}} + \alpha) / \cos \varphi_{\text{т}} + \frac{F_{\text{в}} \tau^2}{2m} (3.13) + C_2.
\end{aligned}$$

Постоянную интегрирования C_2 находим аналогично: при $\tau = 0$ $\sin \omega_{\text{л}} \tau = 0$ и $x = 0$. Тогда

$$C_2 = \frac{k_1 A_{\text{л}}}{m \omega_{\text{л}}} \cos(\varphi_{\text{т}} + \gamma) / \cos \varphi_{\text{т}}. \quad (3.14)$$

Подставляя значение C_2 в выражение (3.13), после преобразования получим

$$\begin{aligned}
x = & A_{\text{л}} (\omega_{\text{л}} \tau - \sin \omega_{\text{л}} \tau) \cos(\varphi_{\text{т}} - \beta) / \cos \varphi_{\text{т}} + \\
& + \frac{k_1 A_{\text{л}}}{m \omega_{\text{л}}} (1 + \cos \omega_{\text{л}} \tau) \cos(\varphi_{\text{т}} + \gamma) / \cos \varphi_{\text{т}} - \\
& - \frac{g \tau^2}{2} \sin(\varphi_{\text{т}} + \alpha) / \cos \varphi_{\text{т}} + \frac{F_{\text{ап}} \tau^2}{2m} \sin(\varphi_{\text{т}} + \alpha) / \cos \varphi_{\text{т}} + \frac{F_{\text{в}}}{2m} \text{tg} \varphi_{\text{т}}. \quad (3.15)
\end{aligned}$$

Таким образом, по формулам (3.12) и (3.15) можно рассчитать скорость и перемещение частиц для безотрывного движения по плоскости OX .

Проведем качественный анализ влияния основных сил на процесс безотрывного виброперемещения. Для этого преобразуем уравнение (3.7) с учетом того, что $F_{\text{н}} > 0$, получим

$$\frac{mg \cos \alpha - F_{\text{ап}} \cos \alpha - F_{\text{в}} - k_1 A_{\text{л}} \omega_{\text{л}} \cos \omega_{\text{л}} \tau \sin \gamma}{m A_{\text{л}} \omega_{\text{л}}^2 \sin \beta} > \sin \omega_{\text{л}} \tau. \quad (3.16)$$

В числителе действие силы тяжести F_m снижается силой Архимеда $F_{\text{ап}}$, силой динамического сопротивления $F_{\text{в}}$ и силой сопротивления F_c перемещению частиц. Из-за этого граница начала режима движения частиц без подбрасывания сдвигается в сторону меньших значений параметров вибрации.

При отрывном движении частицы во время ее полета нормальная сила реакции $F_{\text{н}}$ и сила трения $F_{\text{тр}}$ обращаются в нуль. Уравнения неравномерного движения частицы при полете имеют вид:

$$\begin{aligned}
m(d^2 x / dt^2) = & m A_{\text{л}} \omega_{\text{л}}^2 \sin \omega_{\text{л}} \tau \cos \beta - mg \sin \alpha + \\
& + F_{\text{ап}} \sin \alpha - k_1 A_{\text{л}} \omega_{\text{л}} \cos \omega_{\text{л}} \tau (3.17)
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
m(d^2 y / dt^2) = & m A_{\text{л}} \omega_{\text{л}}^2 \sin \omega_{\text{л}} \tau \sin \beta + F_{\text{ап}} \cos \alpha + \\
& + F_{\text{в}} + k_1 A_{\text{л}} \omega_{\text{л}} \cos \omega_{\text{л}} \tau \sin \gamma - n(3.18) x.
\end{aligned}$$

Для решения уравнений требуется определить предварительно время отрыва частицы от плоскости τ_0 и время падения ее на плоскость $\tau_{\text{л}}$. Внутри временного интервала уравнения (3.17) и (3.18) могут быть проинтегрированы. Решение связано с большими математическими трудностями, вызванными множеством переменных факторов, влияющих на процесс перемещения частицы в виброгравитационном циркуляционном слое. Учитывая вышесказанное и уравнение (3.18), зависимость для определения времени отрыва частицы τ_0 от перфорированного лотка с момента начала ее движения, имеет вид

$$\tau_0 = \frac{1}{\omega_{\text{л}}} \arcsin \left(\frac{g \cos \alpha - \frac{F_{\text{ап}}}{m} \cos \alpha - \frac{F_{\text{в}}}{m} - \frac{F_c}{m} \sin \gamma}{A_{\text{л}} \omega_{\text{л}}^2 \sin \beta} \right). \quad (3.19)$$

Время падения частиц на перфорированный лоток $\tau_{\text{л}}$ имеет вероятностный характер, связанный с истечением частиц из отверстий перфорированных лотков. Поэтому на данном этапе исследования общие дифференциальные уравнения движения частицы при полете рассматриваются с целью определения качественного влияния составляющих их величин.

В первом приближении принимаем, что в момент отрыва частицы от перфорированной поверхности скорость вибрации лотка и скорость движения частицы теплоносителя практически одинаковы. Из этого следует, что

$$\begin{cases} W_{\text{тх}}|_{\tau=0} = \int \left(\frac{d^2x}{d\tau^2} \right) d\tau = A_{\text{л}} \omega_{\text{л}} \cos \omega_{\text{л}} \tau_0 \cos \beta; \\ W_{\text{ты}}|_{\tau=0} = \int \left(\frac{d^2y}{d\tau^2} \right) d\tau = A_{\text{л}} \omega_{\text{л}} (3.20) \tau_0 \sin \beta. \end{cases}$$

Учитывая начальные условия (3.20), дважды проинтегрируем уравнения (3.17) и (3.18), как в предыдущем (для безотрывного движения) случае. Получим выражения для перемещения частицы в плоскости XOY :

$$\begin{cases} x = \frac{k_1 A_{\text{л}}}{m \omega_{\text{л}}} \cos \omega_{\text{л}} \tau_{\text{п}} \cos \gamma - A_{\text{л}} \cos \beta (\sin \omega_{\text{л}} \tau_{\text{п}} - \sin \omega_{\text{л}} \tau_0) - \\ - \frac{g \tau_{\text{п}}^2}{2} \sin \alpha + \frac{F_{\text{ап}} \tau_{\text{п}}^2}{2m} \sin \alpha + \frac{k_1 A_{\text{л}}}{m \omega_{\text{л}}} \cos \gamma; \\ y = -A_{\text{л}} \sin \beta (\sin \omega_{\text{л}} \tau_{\text{п}} - \sin \omega_{\text{л}} \tau_0) - \frac{k_1 A_{\text{л}}}{m \omega_{\text{л}}} \cos \omega_{\text{л}} \tau_{\text{п}} \sin \gamma - \\ - \frac{g \tau_{\text{п}}^2}{2} \sin \alpha + \frac{F_{\text{ап}} \tau_{\text{п}}^2}{2m} \sin \alpha + \frac{k_1 A_{\text{л}}}{m \omega_{\text{л}}} \cos \gamma, \end{cases} \quad (3.21)$$

где $\tau_{\text{п}}$ – время движения частицы теплоносителя после отрыва ее от перфорированного лотка.

Скорость движения частиц теплоносителя по перфорированному лотку в винтовой ванне аппарата виброгравитационного циркуляционного слоя можно представить в виде отношения перемещения частицы по координате OX к среднему времени, прошедшему с начала до касания перфорированного лотка частицей. Если условие касания частицей лотка представить в виде выражения

$$\begin{aligned} A_{\text{л}} \sin \omega_{\text{л}} \tau_{\text{п}} &= -A_{\text{л}} \sin \beta (\sin \omega_{\text{л}} (\tau_{\text{л}} - \tau_0) - \sin \omega_{\text{л}} \tau_0) - \\ &- \frac{k_1 A_{\text{л}}}{m \omega_{\text{л}}} \cos \omega_{\text{л}} (\tau_{\text{л}} - \tau_0) \sin \gamma - \frac{g (\tau_{\text{л}} - \tau_0)^2}{2} \sin \alpha + \\ &+ \frac{F_{\text{ап}} (\tau_{\text{л}} - \tau_0)^2}{2m} \sin \alpha + \frac{k_1 A_{\text{л}}}{m \omega_{\text{л}}} (3.22), \end{aligned}$$

то теоретическая скорость движения частицы по перфорированному лотку имеет вид

$$W_{\text{тх}} = x(\tau_{\text{л}} - \tau_0) \omega_{\text{л}} / 2\pi, \quad (3.23)$$

где $x(\tau)$ – перемещение частицы теплоносителя по перфорированному лотку за время одного периода колебаний $T = 2\pi/\omega_{\text{л}}$. Действительная скорость будет несколько меньше, что обусловлено влиянием истечения частиц сквозь перфорацию лотков ванны аппарата и движением частиц, падающих на верхнюю границу слоя. Это влияние учитывается коэффициентом скорости $k_{\text{ск}}$, определяемым экспериментально, т.е. $W_{\text{тд}} = k_{\text{ск}} W_{\text{тх}}$.

При отрыве частицы амплитудное значение ускорения вибрации $A_{\text{л}} \omega_{\text{л}}^2$ соответствует выражению (из соотношения (3.7))

$$A_{\text{л}} \omega_{\text{л}}^2 \frac{1}{g} \frac{\sin \beta}{\cos \alpha} \sin \omega_{\text{л}} \tau = 1 - \frac{F_{\text{ап}}}{mg} - \frac{F_{\text{в}}}{mg} \frac{1}{\cos \alpha} - \frac{F_{\text{с}}}{mg} \frac{\sin \gamma}{\cos \alpha}. \quad (3.24)$$

Из выражения (3.24) следует, что величина критического амплитудного значения ускорения вибрации лотка $A_{\text{кр}} \omega_{\text{кр}}^2$, при котором происходит отрыв частицы, наблюдается при $\sin \omega_{\text{л}} \tau = \pm 1$ (т.е. при фазовых углах 90° и 270°). С учетом этого и из выражения (3.24) следует, что частицы теплоносителя на вибрирующем перфорированном лотке, посредством которого через него фильтруется воздух, будут находиться в состоянии виброкипения при условии

$$A_{\text{л}} \omega_{\text{л}}^2 \frac{1}{g} \frac{\sin \beta}{\cos \alpha} + \frac{F_{\text{ап}}}{mg} + \frac{F_{\text{в}}}{mg} \frac{1}{\cos \alpha} + \frac{F_{\text{с}}}{mg} \frac{\sin \gamma}{\cos \alpha} \geq 1. \quad (3.25)$$

Полученное неравенство (3.25) является условием существования режима с непрерывным подбрасыванием частиц в аппарате виброгравитационного циркуляционного слоя при наличии воздушного потока. Подставив вместо сил $F_{\text{ап}}$, $F_{\text{в}}$ и $F_{\text{с}}$ их значения, окончательно получим

$$\begin{aligned} A_{\text{л}} \omega_{\text{л}}^2 \frac{1}{g} \frac{\sin \beta}{\cos \alpha} + \frac{\pi d_{\text{т}}^3 \rho_{\text{в}}}{6m} + S_{\text{сл}} (\rho_{\text{т}} - \rho_{\text{в}}) (1 - \varepsilon_{\text{сл}}) h_{\text{сл}} \frac{1}{m} \frac{1}{\cos \alpha} + \\ + k_1 \frac{A_{\text{л}} \omega_{\text{л}}}{mg} \cos \omega_{\text{л}} \tau \frac{\sin \gamma}{\cos \alpha} \geq 1. \end{aligned} \quad (3.26)$$

Таким образом, существование оптимального отрывного режима движения частиц по перфорированным лоткам с одновременным воздействием на частицы воздушного потока в аппарате виброгравитационного цир-

куляционного слоя зависит от параметров вибрации $A_{л}$ и $\omega_{л}$, скорости $A_{л}\omega_{л}\cos\omega_{л}\tau$ и амплитудного значения ускорения $A_{л}\omega_{л}^2$ вибрации, угла направления колебаний β и угла наклона лотка α , диаметра частиц теплоносителя $d_{т}$ и их массы m , плотности частиц $\rho_{т}$ и среды $\rho_{в}$, порозности слоя $\epsilon_{сл}$ и его высоты $h_{т}$, площади поперечного сечения слоя частиц теплоносителя $S_{сл}$, а также от угла приложения силы сопротивления γ .

Запишем условия кинематических режимов движения частиц теплоносителя по перфорированным лоткам ванны аппарата, наиболее характерные для виброгравитационного циркуляционного слоя.

1. *Условие перемещения дисперсного теплоносителя снизу вверх по лотку.* Необходимо, чтобы результирующая проекций на плоскость OX всех сил, действующих на частицу слева направо, превышала силы трения и сопротивления, т.е.

$$F_{и} \cos \beta + F_{ар} \sin \alpha - F_{т} \sin \alpha > F_{тр} + F_{с} \cos \gamma \quad (3.27)$$

или

$$mA_{л}\omega_{л}^2 \sin \omega_{л} \cos \beta + \frac{\pi d_{т}^3}{6} \rho_{в} g \sin \alpha - mg \sin \alpha > F_{н} \operatorname{tg} \varphi_{т} + k_1 A_{л} \omega_{л} \cos \omega_{л} \tau \cos \gamma. \quad (3.28)$$

Учитывая величину силы $F_{н}$ из (3.7), получим

$$mA_{л}\omega_{л}^2 \sin \omega_{л} \tau \cos \beta + \frac{\pi d_{т}^3}{6} \rho_{в} g \sin \alpha - mg \sin \alpha > mg \cos \alpha - mA_{л}\omega_{л}^2 \sin \omega_{л} \tau \sin \alpha - \frac{\pi d_{т}^3}{6} \rho_{в} g \cos \alpha - S_{сл}(\rho_{т} - \rho_{в})(1 - \epsilon_{сл})h_{т}g - k_1 A_{л} \omega_{л} (\cos \omega_{л} \tau \sin \gamma) \operatorname{tg} \varphi_{т} + k_1 A_{л} \omega_{л} \cos \omega_{л} \tau \cos \gamma. \quad (3.29)$$

Проведя соответствующие преобразования выражения (3.29) для положений плоскости, когда $\sin \omega_{л} \tau = \pm 1$ и $\cos \omega_{л} \tau = 0$ (т.е. при фазовых углах 90° и 270°), и обозначив отношение амплитуды ускорения к ускорению свободного падения $A_{л}\omega_{л}^2/g = z$, представляющее собой показатель кинематического режима (определяющий интенсивность колебаний), получим значение параметра $z_{в}$, обеспечивающее движение частиц теплоносителя снизу вверх:

$$z_{в} = A_{л}\omega_{л}^2 / g > \sin(\varphi_{т} + \alpha) / \cos(\varphi_{т} - \beta) - \frac{\pi d_{т}^3}{6} \rho_{в} \sin(\varphi_{т} + \alpha) / \cos(\varphi_{т} - \beta) - S_{сл}(\rho_{т} - \rho_{в})(1 - \epsilon_{сл})(h_{т} / m) \sin \varphi_{т} \operatorname{tg} \varphi_{т} \cos(\varphi_{т} - \beta). \quad (3.30)$$

2. *Условие движения частиц теплоносителя сверху вниз по перфорированному лотку:*

$$F_{и} \cos \beta + F_{т} \sin \alpha - F_{ар} \sin \alpha > F_{тр} + F_{с} \cos \gamma \quad (3.31)$$

или

$$mA_{л}\omega_{л}^2 \sin \omega_{л} \tau \cos \beta + mg \sin \alpha - \frac{\pi d_{т}^3}{6} \rho_{в} g \sin \alpha > F_{н} \operatorname{tg} \varphi_{т} + k_1 A_{л} \omega_{л} \cos \omega_{л} \tau \cos \gamma. \quad (3.32)$$

Подставив величину $F_{н}$ из (3.7) и проведя аналогично предыдущему преобразования выражения (3.32), получим значение параметра $z_{н}$, при котором происходит движение частиц теплоносителя сверху вниз:

$$z_{н} = A_{л}\omega_{л}^2 / g > \sin(\varphi_{т} + \alpha) / \cos(\varphi_{т} - \beta) + \frac{\pi d_{т}^3}{6m} \rho_{в} \sin(\varphi_{т} + \alpha) / \cos(\varphi_{т} - \beta) - S_{сл}(\rho_{т} - \rho_{в})(1 - \epsilon_{сл})(h_{т} / m) \sin \varphi_{т} \operatorname{tg} \varphi_{т} \cos(\varphi_{т} - \beta). \quad (3.33)$$

3. *Условие совместного движения частиц теплоносителя с плоскостью лотка:*

$$F_{и} \cos \beta + F_{т} \sin \alpha - F_{ар} \sin \alpha < F_{тр} + F_{с} \cos \gamma \quad (3.34)$$

или

$$mA_{л}\omega_{л}^2 \sin \omega_{л} \tau \cos \beta + mg \sin \alpha - \frac{\pi d_{т}^3}{6} \rho_{в} g \sin \alpha < F_{н} \operatorname{tg} \varphi_{т} + k_1 A_{л} \omega_{л} \cos \omega_{л} \tau \cos \gamma. \quad (3.35)$$

Подставив в выражение (3.35) величину $F_{н}$ из (3.7) и проведя аналогично предыдущему преобразования, получим значение параметра $z_{с}$, при котором происходит совместное движение частиц теплоносителя с плоскостью лотка

$$z_c = A_n \omega_n^2 / g < \sin(\varphi_T - \alpha) / \cos(\varphi_T - \beta) + \\ + \frac{\pi d_T^3}{6m} \rho_B \sin(\varphi_T - \alpha) / \cos(\varphi_T - \beta) - \\ - S_{сл}(\rho_T - \rho_B)(1 - \varepsilon_{сл})(h_T / m) \sin \varphi_T (3.36) \varphi_T - \beta).$$

4. *Условие отрыва частиц от плоскости.* Ранее подчеркивалось, что условие отрыва частиц теплоносителя от плоскости лотка наблюдается в случае, если величина $F_n = 0$. Тогда с учетом (3.18) получим значение параметра z_0 , при котором происходит отрыв частиц от плоскости лотка:

$$z_0 = A_n \omega_n^2 / g > \cos \alpha / \sin \beta - \frac{\pi d_T^3}{6m} \rho_B \cos \alpha / \sin \beta - \\ - S_{сл}(\rho_T - \rho_B)(1 - \varepsilon_{сл})(h_T / m) (3.37) .$$

Поскольку средой является газ (воздух), то $\rho_B \ll \rho_T$. Поэтому в данном случае архимедовой силой $F_{ар}$ пренебрегаем. Действие двух оставшихся сил F_B и F_C в уравнениях (3.2) и (3.3) можно учесть одной равнодействующей (или эффективной [119]) силой $F_{эф}$, действующей на частицу в виде геометрической суммы F_B и F_C :

$$F_{эф} = \sqrt{F_B^2 + F_C^2 + 2F_B F_C \cos(90 - \gamma)} = \sqrt{F_B^2 + F_C^2 + 2F_B F_C \sin \gamma}.$$

С учетом вышесказанного, выражение (3.37) превращается в известное (полученное Сыромятниковым Н.И. [120]) условие отрыва частиц от горизонтальной (т.е. при $\alpha = 0$) вибрирующей поверхности с учетом движения газа через слой снизу вверх: $A_n \omega_n^2 \sin \beta \geq g - F_{эф} \sin \varphi / m$, где φ – угол приложения силы $F_{эф}$.

Для нормальной работы аппарата виброгравитационного циркуляционного слоя необходимо, чтобы угол подъема лотка α был меньше угла трения частиц теплоносителя о плоскость лотка φ_T (т.е. $\alpha < \varphi_T$) для исключения скольжения частиц по перфорированному лотку, когда ванна неподвижна, а угол $\beta > \alpha$ – одно из условий перемещения частиц снизу вверх по перфорированным лоткам.

В реальных условиях процесс перемещения частиц по лоткам гораздо сложнее вышеуказанного движения. Направление фильтрации воздуха будет знакопеременным, поток – пульсирующим. Причем результирующий воздушный поток будет зависеть от соотношения размерности частиц и отверстий в перфорации. Вследствие этого, пульсирующий характер будет иметь сила аэродинамического воздействия воздушного потока на частицы F_B и сила инерции F_n . Теоретически получить выражение для перемещения частиц с учетом всех факторов, влияющих на процесс движения, очень сложно. Поэтому для практических расчетов используем данные экспериментальных исследований.

Рассмотрим истечение частиц теплоносителя через отверстия лотков (квазиустановившееся движение).

В установившемся во времени и пространстве режиме работы виброциркуляционного аппарата на любом z_i лотке (за исключением нижнего z_1 и верхнего z_n) масса частиц теплоносителя m_{Ti} неизменна, т.е.

$$m_{T2} = m_{T3} = \dots = m_{T_{n-1}} = \text{idem}. \quad (3.38)$$

Равенство (3.38) обеспечивается постоянством массовых расходов частиц теплоносителя, поступающих на z_i лоток и выходящих из него. При этом баланс массовых расходов теплоносителя или условие постоянства массы частиц на z_i лотке в винтовом виброциркуляционном аппарате (рис. 3.2) имеет следующий вид:

$$\left. \begin{aligned} G_{ВХ1} + G_{В1} &= G_{ВЫХ1}; \\ G_{ВХ2} + G_{В2} &= G_{ВЫХ2} + G_{В2}; \\ G_{ВХ3} + G_{В3} &= G_{ВЫХ3} + G_{В3}; \\ \dots \\ G_{ВХ_{n-1}} + G_{В_{n-1}} &= G_{ВЫХ_{n-1}} + G_{В_{n-1}}; \\ G_{ВХ_n} &= G_{ВЫХ_n} + G_{В_n}, \end{aligned} \right\} \quad (3.39)$$

$$\begin{array}{cccc} & & & G_{ВЫХ_n} \\ & & & \\ G_{ВХ_n} = G_{ВЫХ_{n-1}} & & G_{В_n} & \\ & G_{В_n} & & G_{ВЫХ_{n-1}} \\ & & & \\ G_{ВХ_{n-1}} = G_{ВЫХ_{n-2}} & & G_{В_{n-1}} & \\ & & & \\ & G_{В_{n-1}} & & G_{ВЫХ_3} \end{array}$$

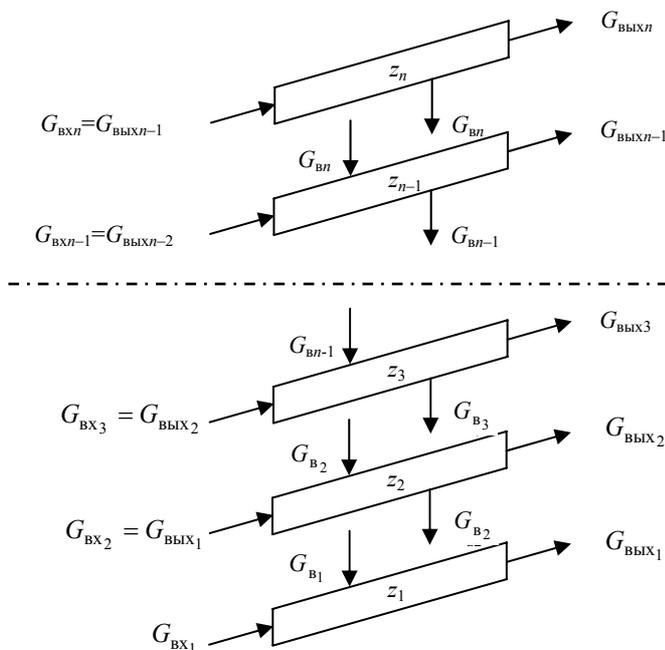


Рис. 3.2. Схема к определению баланса массовых расходов теплоносителя

где $G_{вх_i}$ – массовый расход теплоносителя, поступающего на z_i лоток за счет вибротранспортирования частиц снизу вверх, а $G_{вых_i}$ – выходящего из этого лотка; $G_{в_i}$ – массовый расход теплоносителя, поступающего или убывающего на z_i лоток за счет истечения частиц теплоносителя через отверстия соответствующего перфорированного лотка.

Для равномерной интенсивности процесса теплопереноса принимаем перфорацию всех лотков одинаковой, за исключением нижнего лотка, где перфорация отсутствует. Тогда для установившегося режима величина массового расхода теплоносителя $G_{в_i}$ остается неизменной для каждого лотка, т.е. $G_{в_i} = \text{idem}$ (где $i = 1, 2, 3, \dots, n$). В этом случае, исходя из баланса массовых расходов (3.39) следует, что $G_{вх_1} = G_{вых_n}$ и $G_{вых_1} = G_{вх_2} = G_{вых_3} = \dots = G_{вх_{n-1}} = \text{idem}$.

Величину массового расхода теплоносителя, движущегося по лотку за счет вибротранспортирования частиц снизу вверх, представим в виде

$$G_{вх_1} = G_{вых_{n-1}} = W_T \rho_T h_T S_{сл}, \quad (3.40)$$

где W_T – относительная скорость вибротранспортирования частиц теплоносителя.

Определим значение массового расхода теплоносителя $G_{в_i}$, поступающего или убывающего на z_i лоток за счет истечения частиц теплоносителя через отверстия перфорированного лотка. Рассмотрим характеристики истечения частиц теплоносителя через отверстия перфорированных лотков. На этот процесс накладываются следующие два ограничения.

Во-первых, диаметр отверстий перфорации лотков $d_{л}$ должен быть больше диаметра частиц $d_{т}$, но меньше эквивалентного диаметра термообрабатываемых изделий или материалов $d_{д}$, чтобы устранить возможность их прохождения сквозь отверстия, т.е.

$$d_{т} < d_{л} \ll d_{д}. \quad (3.41)$$

Во-вторых, относительная скорость вибротранспортирования частиц W_T не должна превышать предельно допустимую скорость $[W_T]_{д}$, обеспечивающую прохождение частиц теплоносителя сквозь отверстия перфорированных лотков при заданных величинах диаметров $d_{т}$, $d_{л}$ и $d_{д}$, а также угла наклона лотка α , т.е.

$$W_T \leq [W_T]_{д}. \quad (3.42)$$

Определим величину $[W_T]_д$ для наших условий. Допустим, что частица теплоносителя движется как тело, брошенное с начальной скоростью W_T (рис. 3.3). При малой скорости W_T и достаточно большом $d_л$ частица теплоносителя успеет пройти сквозь отверстие в лотке.

В случае большой скорости W_T и малом $d_л$ частица в своем полете может удалиться настолько, что или не

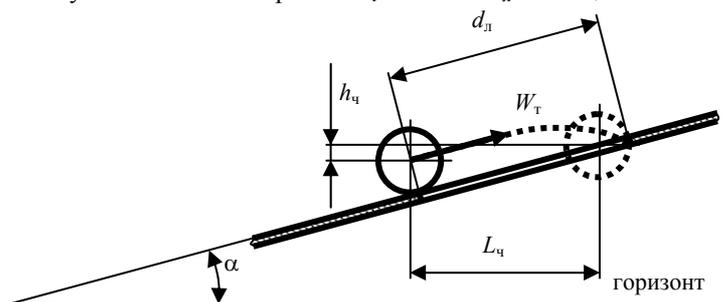


Рис. 3.3. Схема к определению величины $[W_T]_д$

попадет в отверстие лотка, или будет отброшена из-за соударения своей поверхности о противоположный край отверстия. Рассмотрим предельный случай, при котором еще возможно прохождение частицы сквозь отверстие.

При своем движении (полете) частица ударяется о край отверстия лотка точкой, находящейся на уровне ее центра тяжести.

Если пренебречь сопротивлением движущегося потока воздуха и толщиной лотка, то горизонтальное $L_ч$ и вертикальное $h_ч$ перемещение частицы можно выразить в виде

$$\left. \begin{aligned} L_ч &= d_л \cos \alpha - d_т / 2 = W_T \tau; \\ h_ч &= d_л \sin \alpha - d_т / 2 = g \tau^2 / 2. \end{aligned} \right\} \quad (3.43)$$

Решив уравнения (3.43), получим выражение для скорости $[W_T]_д$:

$$W_T \leq [W_T] = (d_л \cos \alpha - d_т / 2) \sqrt{\frac{g}{2d_л \sin \alpha - d_т}}. \quad (3.44)$$

Из выражения (3.44) следует, что чем больше $d_л$ и меньше $d_т$, тем большую скорость вибротранспортирования частиц теплоносителя можно допускать. С увеличением угла наклона лотка α относительную скорость W_T необходимо уменьшать. Поэтому для сохранения требуемой скорости W_T значение α должно быть небольшим.

После установления ограничений перейдем к непосредственному определению истечения частиц теплоносителя через отверстия перфорированных лотков. Поскольку перфорация, т.е. величина $d_л$ отверстий и их количество $n_л$ на каждом лотке одинаковая, то ограничимся рассмотрением истечения частиц только из одного отверстия. При этом пренебрегаем углом наклона лотка α и его толщиной, воздействием воздушного потока на частицы, а высоту слоя частиц $h_т$ на каждом витке z_i ($z_1 < z_i < z_n$) считаем неизменной в процессе работы, т.е. $h_т = \text{idem}$ (рис. 3.4).

Для составления такого расчета, в первую очередь, необходимо провести анализ уравнений движения частиц на границе виброциркуляционного слоя с отверстием (сечение 1-1 на рис. 3.4).

Допустим, что на элементарный объем частиц высотой Δh и площадью $S_ч$ действует сила давления $P_д$. Величину Δh считаем очень малой. Поэтому силой трения выделенного элемента, из-за ее незначительности по сравнению с величиной силы давления $P_д$ вышележащих слоев частиц, пренебрегаем.

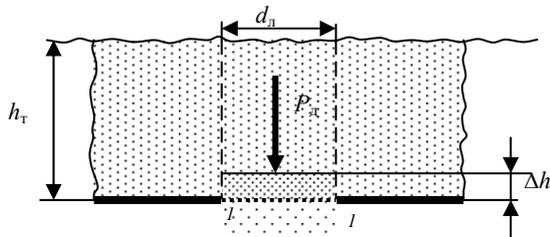


Рис. 3.4. Схема истечения частиц из отверстия

Считаем, что сила $P_д$ на пути Δh постоянна. При этих условиях скорость выделенного элемента при выходе его из отверстия определяется из выражения

$$P_д \Delta h = m W_и^2 / 2. \quad (3.45)$$

Подставляя в выражение (3.45) значение массы частиц $m = S_ч \Delta h \rho_т$ и силы $P_д = S_ч h_т \rho_т g$ и решив его относи-

тельно $W_{ит}$, получим выражение для теоретической скорости истечения $W_{ит}$:

$$W_{ит} = \sqrt{2gh_T} . \tag{3.46}$$

Действительная скорость $W_{ид}$ из-за трения частиц о стенки отверстия, неравномерности распределения скорости частиц по сечению струи и т.д. несколько меньше, и этот факт учитывается с помощью коэффициента $\lambda_{и}$, который зависит, в частности, от внутреннего трения частиц.

Тогда, с учетом вышесказанного, выражение для определения действительной скорости истечения имеет вид

$$W_{ид} = \lambda_{и} \sqrt{2gh_T} . \tag{3.47}$$

Массовый расход частиц через одно отверстие G_1 определяется через его площадь $\pi d_{л}^2/4$ и скорость $W_{ид}$ по выражению

$$G_1 = \lambda_{и} (\pi d_{л}^2/4) \rho_T \sqrt{2gh_T} . \tag{3.48}$$

Окончательно значение массового расхода теплоносителя $G_{вi}$, поступающего или убывающего на z_i лоток за счет истечения частиц теплоносителя через все отверстия перфорированного лотка $n_{л}$, имеет вид

$$G_{вi} = \sum_{j=1}^n G_{1j} = \lambda_{и} (d_{л}^2/4) \rho_T n_T \sqrt{2gh_T} . \tag{3.49}$$

Параметры вибрации будут влиять на величину $G_{вi}$ только косвенно: они обуславливают формирование неизменного массового расхода $G_{вi}$ истечения частиц теплоносителя на всех лотках, как бы «выравнивая» скорость истечения $W_{ид}$.

Рассмотрим движение теплоносителя с верхнего лотка на дно ванны.

Заключительной стадией формирования устойчивого во времени и пространстве виброциркуляционного слоя в винтовом вертикальном аппарате является движение теплоносителя с верхнего лотка по специальному устройству на дно ванны. Частицы теплоносителя, формирующие величину массового расхода $G_{вых_n}$, перемещаются по окружности выходного лотка и доходят до участка с большим количеством отверстий – сектора с «провальной» перфорацией.

Диаметр отверстий $d_{пр}$ «провальной» перфорации находится в пределах $d_{л} < d_{пр} \ll d_{д}$, а шаг отверстий намного меньше шага рабочей перфорации для $d_{л}$, т.е. число отверстий диаметра $d_{пр}$ на единице площади «провальной» перфорации гораздо больше, чем число отверстий диаметра $d_{л}$ на той же площади лотка. За счет создания «провальной» для частиц перфорации на небольшом выходном секторе верхнего лотка все частицы теплоносителя полностью ссыпаются в этой зоне на П-образный направляющий лоток (рис. 3.5), который не имеет отверстий на своей поверхности.

Благодаря вибрационному воздействию, отдельные частицы теплоносителя, двигавшиеся на поверхности термообрабатываемых изделий или высушиваемых материалов, слетают с них и также в этом секторе попадают на направляющий лоток. Термообрабатываемые изделия или высушенное зерно, освободившись от всех частиц теплоносителя, подаются за счет вибрационного воздействия по выходному лотку в приемный бункер.

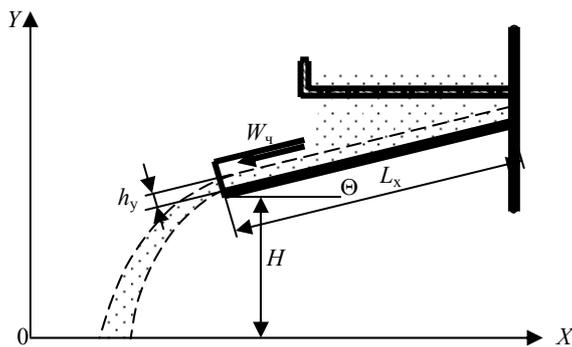


Рис. 3.5. Схема к определению движения теплоносителя на дно ванны

«провальной» перфорацией аналогичен ранее рассмотренному процессу истечения.

После падения на направляющий лоток на расстоянии от стенки ванны аппарата, примерно равном ширине перфорированного лотка, частицами формируется непрерывный поток, имеющий в поперечном сечении прямоугольный профиль.

При своем движении поток частиц разрыхляется, его порозность увеличивается. Сечение потока зависит от свойств частиц материала и параметров вибрации. Средняя толщина слоя частиц в потоке равна h_y . Этот поток частиц перемещается по направляющему лотку до его края, где происходит отрыв потока.

Направляющий лоток, наклоненный к горизонту под углом Θ , также как и перфорированные лотки, совершает гармонические колебания с амплитудой $A_{л}$ и частотой $\omega_{л}$ по закону $\varphi(\tau) = A_{л} \sin \omega_{л} \tau$ в направлении, об-

разующим угол β с его плоскостью. Воспользуемся (как и выше) «одночастичным» подходом.

В системе координат, связанной с поверхностью направляющего лотка, на частицу массой m в нашем случае действуют силы тяжести F_m , трения о поверхность лотка $F_{тр}$, нормальной реакции поверхности лотка на частицу F_n , инерции $F_{и}$, сопротивления F_c .

Для рассматриваемой системы сил и ускорений дифференциальные уравнения неравномерного движения частицы относительно вибрирующего направляющего лотка в проекциях на оси OX , связанную с поверхностью направляющего лотка и направленную по ходу движения потока частиц, и OY имеют вид (условные обозначения аналогичны приведенным выше)

$$m \left(\frac{d^2 x}{d\tau^2} \right) = F_{ix} - F_{mx} - F_{тр} - F_{cx}; \quad (3.50)$$

$$m \left(\frac{d^2 y}{d\tau^2} \right) = F_{iy} + F_n + F_{cy} - F_{my}. \quad (3.51)$$

После подстановки в уравнения (3.50) и (3.51) значений соответствующих сил получим

$$m \left(\frac{d^2 x}{d\tau^2} \right) = mA_{л}\omega_{л}^2 \sin \omega_{л}\tau \cos \beta - mg \sin \Theta - F_{мп} - F_c \cos \gamma; \quad (3.52)$$

$$m \left(\frac{d^2 y}{d\tau^2} \right) = mA_{л}\omega_{л}^2 \sin \omega_{л}\tau \sin \beta + F_n + F_c \sin \gamma - mg \cos \Theta. \quad (3.53)$$

Частица не отрывается от вибрирующего лотка (находится на его поверхности) в случае, если ее ускорение равно нулю, т.е. $d^2y/d\tau^2 = 0$. Тогда из уравнения (3.53) следует

$$F_n = mg \cos \Theta - mA_{л}\omega_{л}^2 \sin \omega_{л}\tau \sin \beta - k_1 A_{л}\omega_{л} \cos \omega_{л}\tau \sin \gamma. \quad (3.54)$$

Подставляем в уравнение (3.52) значение $F_{тр} = \text{tg} \varphi_{т} F_n$. Величину F_n берем из выражения (3.54), тогда имеем

$$\begin{aligned} m(d^2x/d\tau^2) &= mA_{л}\omega_{л}^2 \sin \omega_{л}\tau \cos \beta - mg \sin \Theta - \\ &- (mg \cos \Theta - mA_{л}\omega_{л}^2 \sin \omega_{л}\tau \sin \beta - k_1 A_{л}\omega_{л} \cos \omega_{л}\tau \sin \gamma) \text{tg} \varphi_{т} - \\ &- k_1 A_{л}\omega_{л} \cos \omega_{л}\tau \cos \gamma \end{aligned} \quad (3.55)$$

Проведем тригонометрическое преобразование уравнения (3.55), сгруппировав слагаемые с $\sin \omega_{л}\tau$ и $\cos \omega_{л}\tau$, получим

$$\begin{aligned} m(d^2x/d\tau^2) &= mA_{л}\omega_{л}^2 \sin \omega_{л}\tau \cos (\omega - \beta) / \cos \varphi_{т} - \\ &- k_1 A_{л}\omega_{л} \cos \omega_{л}\tau \cos (\varphi_{т} - \gamma) / \cos \varphi_{т} - mg \sin (\varphi_{т} + \Theta) / \cos \varphi_{т}. \end{aligned} \quad (3.56)$$

Сократив уравнение (3.56) на величину m , проинтегрируем его по времени τ . Находим значение скорости частицы

$$\begin{aligned} W_{ч} &= \int \left(\frac{d^2 x}{d\tau^2} \right) d\tau = -A_{л}\omega_{л} \cos \omega_{л}\tau \cos (\varphi_{т} - \beta) / \cos \varphi_{т} - \\ &- \frac{k_1 A_{л}}{m} \sin \omega_{л}\tau \cos (\varphi_{т} - \gamma) / \cos \varphi_{т} - \\ &- g\tau \sin (\varphi_{т} + \Theta) / \cos \varphi_{т} \end{aligned} \quad (3.57)$$

Постоянную интегрирования C_1 находим из начального условия: при $\tau = 0$ также $W_{ч} = 0$, так как без вибрации нет движения частиц. Тогда с учетом, что при $\tau = 0$ $\sin \omega_{л}\tau = 0$, значение

$$C_1 = A_{л}\omega_{л} \cos \omega_{л}\tau \cos (\varphi_{т} - \beta) / \cos \varphi_{т}. \quad (3.58)$$

Подставляя значение C_1 из (3.58) в выражение (3.57), после преобразования получим окончательно выражение для скорости перемещения частицы:

$$\begin{aligned} W_{ч} &= A_{л}\omega_{л} (1 - \cos \omega_{л}\tau) \cos (\varphi_{т} - \beta) / \cos \varphi_{т} + \\ &+ \frac{k_1 A_{л}}{m} \sin \omega_{л}\tau \cos (\varphi_{т} + \gamma) / \cos \varphi_{т} - \\ &- g\tau \sin (\varphi_{т} + \Theta) / \cos \varphi_{т} \end{aligned} \quad (3.59)$$

Перемещение частицы определяется интегрированием по времени уравнения (3.59):

$$\begin{aligned}
x = \int W_{\text{ч}} d\tau = & A_{\text{л}} \omega_{\text{л}} \tau \cos(\varphi_{\text{т}} - \beta) / \cos \varphi_{\text{т}} - \\
& - A_{\text{л}} \sin \omega_{\text{л}} \tau \cos(\varphi_{\text{т}} + \beta) / \cos \varphi_{\text{т}} + \\
& + \frac{k_1 A_{\text{л}}}{m \omega_{\text{л}}} \cos \omega_{\text{л}} \tau \cos(\varphi_{\text{т}} + \gamma) / \cos \varphi_{\text{т}} - \\
& - \frac{g \tau^2}{2} \sin(\varphi_{\text{т}} + \Theta) / \cos \varphi_{\text{т}} \quad (3.60)
\end{aligned}$$

Постоянную интегрирования C_2 находим аналогично предыдущей: при $\tau = 0$ $\sin \omega_{\text{л}} \tau = 0$ и $x = 0$. Тогда

$$C_2 = \frac{k_1 A_{\text{л}}}{m \omega_{\text{л}}} \cos(\varphi_{\text{т}} + \gamma) / \cos \varphi_{\text{т}}. \quad (3.61)$$

Подставляя значение C_2 в выражение (3.60), после преобразования получим

$$\begin{aligned}
x = & A_{\text{л}} (\omega_{\text{л}} \tau - \sin \omega_{\text{л}} \tau) \cos(\varphi_{\text{т}} - \beta) / \cos \varphi_{\text{т}} + \\
& + \frac{k_1 A_{\text{л}}}{m \omega_{\text{л}}} (1 + \cos \omega_{\text{л}} \tau) \cos(\varphi_{\text{т}} + \gamma) / \cos \varphi_{\text{т}} - \\
& - \frac{g \tau^2}{2} \sin(\varphi_{\text{т}} + \Theta) / \cos \varphi_{\text{т}} \quad (3.62)
\end{aligned}$$

Таким образом, по формулам (3.59) и (3.62) можно рассчитать скорость и перемещение потока частиц для его безотрывного движения по плоскости направляющего лотка.

После отрыва от направляющего лотка движение частиц можно рассматривать как движение тела в гравитационном поле с некоторой начальной скоростью. Траектория падения частиц теплоносителя имеет параболический вид и зависит от скорости движения частиц в момент их отрыва от границы плоскости направляющего лотка. Анализ экспериментальных данных показывает, что в процессе падения частицы теплоносителя практически не взаимодействуют друг с другом. При этом ширина веера ссыпающихся частиц, по мере их удаления от края направляющего лотка, увеличивается.

Траекторию движения отдельно взятой из потока j -й частицы в этой зоне относительно координатных осей $Y_1 O X_1$ можно выразить в виде

$$\begin{cases} x = -h_j \sin \Theta - W_{\text{ч}j} \tau_{\text{ч}} \cos \Theta; \\ y = h_j \cos \Theta - W_{\text{ч}j} \tau_{\text{ч}} \sin \Theta - \frac{g \tau_{\text{ч}}^2}{2}, \end{cases} \quad (3.63)$$

где x и y – текущие координаты движущейся j -й частицы; h_j – расстояние по нормали от вектора скорости частицы $W_{\text{ч}j}$ до края (границы) направляющего лотка; $\tau_{\text{ч}}$ – текущее время с момента отрыва частицы от края направляющего лотка.

Скорость $W_{\text{ч}j}$ зависит от расстояния h_j . Поскольку сечение потока частиц на направляющем лотке представляет собой прямоугольный профиль, то для частиц, движущихся на нижней границе потока, $h_j = 0$ и $W_{\text{ч}j} = W_{\text{чн}}$, а для частиц, движущихся по верхней границе потока, $h_j = h_y$ и $W_{\text{ч}j} = W_{\text{чв}}$.

С учетом вышесказанного обозначим границы веера падения частиц в виде:

– верхней

$$\begin{cases} x = -h_j \sin \Theta - W_{\text{чв}j} \tau_{\text{ч}} \cos \Theta; \\ y = h_j \cos \Theta - W_{\text{чв}j} \tau_{\text{ч}} \sin \Theta - \frac{g \tau_{\text{ч}}^2}{2}; \end{cases} \quad (3.64)$$

– нижней

$$\begin{cases} x = -h_j \sin \Theta - W_{\text{чн}j} \tau_{\text{ч}} \cos \Theta; \\ y = h_j \cos \Theta - W_{\text{чн}j} \tau_{\text{ч}} \sin \Theta - \frac{g \tau_{\text{ч}}^2}{2}. \end{cases} \quad (3.65)$$

Определим время падения частиц с направляющего лотка $\tau_{\text{п}}$, которое выражается интервалом от момента отрыва частицы от границы (края) направляющего лотка до момента соприкосновения с верхним слоем частиц, движущихся на дне ванны аппарата.

Частицы, падающие с направляющего лотка, попадают на коническое дно ванны. Высоту падения частиц с направляющего лотка принимаем равной H (рис. 3.5). Такая конструкция ванны обеспечивает стабильную подачу частиц на вход в нижний лоток ванны, на котором отсутствует перфорация.

Для расчета величины $\tau_{\text{п}}$ нужно к выражениям для определения траекторий падения частиц (3.63), добавить уравнение поверхности частиц, движущихся по коническому дну ванны аппарата. Последнее в нашем случае можно представить в виде

$$y = x \operatorname{tg} \chi, \quad (3.66)$$

где χ – угол между внешней поверхностью движущихся частиц и горизонтальной плоскостью. В первом при-

ближении в качестве угла χ можно принять соответствующий угол конуса ванны аппарата.

Тогда координаты точки пересечения траектории падающей частицы с внешней поверхностью движущихся частиц и временем падения τ_n можно получить посредством решения уравнений (3.63) и (3.66). В итоге получим

$$\tau_n = W_{\text{ч}} (\cos \Theta \operatorname{tg} \chi - \sin \Theta) / g + \frac{1}{g} \sqrt{W_{\text{ч}}^2 (\cos \Theta \operatorname{tg} \chi - \sin \Theta)^2 - 2gh_j (\sin \Theta \operatorname{tg} \chi + \cos \Theta)}. \quad (3.67)$$

Для определения скорости частицы $W_{\text{ч}}$ при ее падении на дно ванны необходимо в уравнение (3.63) подставить значение $y = H$ и время τ_n (3.67) и найти значение $W_{\text{ч}}$.

Рассмотрим движение термообрабатываемых изделий в виброгравитационном циркуляционном слое. Сначала рассмотрим режимы движения одиночных тел. Для этого в первом приближении объединим все силы (кроме силы тяжести F_m) в одну F_{Σ} . Тогда для нестационарного процесса движения одиночного тела в нашей среде возможны следующие ситуации:

- если $F_{\Sigma} > F_m$, то будет преобладать движение тела вверх (его всплытие);
- если $F_{\Sigma} < F_m$, то будет преобладать движение тела вниз (его погружение).

Промежуточное значение, при котором $F_{\Sigma} = F_m$, при достаточно длительном процессе ($\tau > T$) характеризует среднее во времени равновесное состояние системы. При этом тело, в зависимости от соотношения физико-механических свойств и геометрических характеристик системы «тело–слой», динамических воздействий потоков воздуха и частиц теплоносителя, особенностей как истечения частиц теплоносителя из перфорированных лотков, так и их падения на свободную поверхность слоя, может занимать устойчивое во времени положение практически на любой высоте от поверхности лотка ($0 < Z < h_{\tau}$).

Следует отметить, что в отличие от погружения тела в капельную жидкость, при котором характер плавления тела зависит, в основном, от соотношения плотностей $\rho_{\tau}/\rho_{\text{ж}}$, в виброгравитационном циркуляционном слое, возможны существенные отклонения от этого условия. Так, необходимым и достаточным условием свободного плавания тела на поверхности капельной жидкости является выполнение соотношения $\rho_{\tau}/\rho_{\text{ж}} \leq 1$.

Экспериментально установлено, что при движении в виброгравитационном циркуляционном слое тела с $\rho_{\tau}/\rho_{\text{сл}} > 1$ всплывали, а тела с $\rho_{\tau}/\rho_{\text{сл}} < 1$ располагались на определенной глубине слоя. По-видимому, здесь различные режимы движения тел в слое обусловлены, в частности, как свойствами и размерами самих тел, так и параметрами вибрации перфорированных лотков.

Известно, что давление плавающего тела на лежащие под ним слои теплоносителя характеризуется отношением силы P_d , с которой тело действует на виброгравитационный циркуляционный слой, к максимальному поперечному сечению тела. Поэтому как уменьшение плотности тела ρ_{τ} (при $d_d = \text{idem}$), так и увеличение его диаметра d_d (при $F_m = \text{idem}$), обуславливающие снижение силы давления P_d (поскольку $F_m \sim d_d^3$), при небольших параметрах вибрации неизбежно приводят к режимам непрерывного всплытия тела в слое. Обычно в виброкипящих слоях такое поведение тел объясняется наличием неустановившихся потоков газа и частиц и волновой природой распространения импульса по высоте слоя [121–124]. При дальнейшем росте параметров вибрации поведение тела обусловлено соотношением как его геометрических и физических свойств, так и пульсационных характеристик слоя.

Так, в [121] показано, что в результате взаимодействия прямых и отраженных от верхней границы волн порозности в виброслое при определенных условиях могут возникать стоячие волны. При этом внутри слоя образуются, по крайней мере, один узел и две пучности. В том случае, если стоячей волны не возникает, проведенный в [121] анализ суперпозиции прямых и отраженных волн показал, что по высоте слоя также можно выделить одну или несколько точек с нулевой амплитудой пульсации порозности – псевдоузел, который, в отличие от узла стоячей волны, не занимает строго определенного положения, а колеблется (дрейфует) в ядре слоя. Наличие такого узла, т.е. области с порозностью, соответствующей неподвижной или даже уплотненной засыпке и является препятствием самопроизвольному погружению более плотных или всплытию при вынужденном погружении менее плотных по отношению к средней плотности слоя тел.

Несмотря на повышенную плотность дисперсного материала в зоне узла порозности, подвижность частиц слоя (непрерывная деформация его нежесткого каркаса) обуславливает возможность для самопроизвольного погружения тел в слое. Это наблюдалось при достаточно высоких давлениях, оказываемых со стороны тела на виброкипящий слой [121].

Таким образом, в виброкипящем слое движение тела определяется, в частности, циркуляционным перемещением частиц слоя: тело всплывает (выталкивается) в зоне подъемного, а погружается в зоне опускающего (нисходящего) движения частиц слоя.

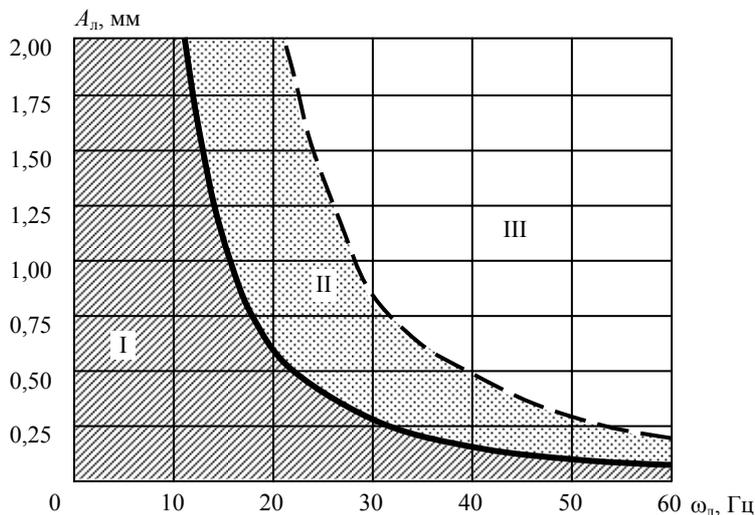
Поведение тела в виброоживленном слое непосредственно зависит от аэродинамических условий, которые формируются под телом [125]. Причем структура виброкипящего слоя в пристенной области (у лобовой поверхности) для свободно плавающего тела существенно отличается от таковой для фиксированного (неподвижного) тела. Так, если под неподвижным телом периодически образуется практически свободная от частиц газовая полость (частота ее возникновения совпадала с частотой вибрации), то вблизи нижнего основания свободно плавающего в виброкипящем слое тела газовой прослойки не наблюдалось.

Этот экспериментальный факт можно объяснить влиянием силы тяжести плавающего тела, под действием которой его нижняя поверхность оказывается постоянно «прижатой» к находящимся снизу частицам.

Если пренебречь углом наклона лотка к горизонту ($\alpha = 0$), то относительное критическое ускорение виб-

рации $A_{кр}\omega_{кр}^2/g = \pm 1$. Вычисленный по этой формуле график различных состояний слоя дисперсного материала, подвергаемого вибрации, приведен на рис. 3.6.

Сплошная кривая разделяет область вибрационного воздействия на зоны, характеризующие различные состояния слоя. Так, при изменении амплитуд и частот в пределах зоны I слой дисперсного материала не отрывается от поверхности лотка, совершающего вертикальные колебательные движения. При увеличении значений частоты и амплитуды колебаний слой дисперсного материала отрывается от поверхности, начинается область «виброкипения» (зона II). В этой зоне частицы периодически отрываются как от поверхности лотка, так и друг от друга, что приводит к увеличению объема слоя (росту его порозности $\epsilon_{сл}$), существенно снижается внутреннее трение в системе «слой дисперсного материала – лоток», начинается процесс интенсивного перемешивания частиц слоя. Причем область, расположенную правее зоны I, можно условно разделить на две зоны. В зоне II разрыхление слоя сопровождается сепарацией частиц разного размера и удельного веса.



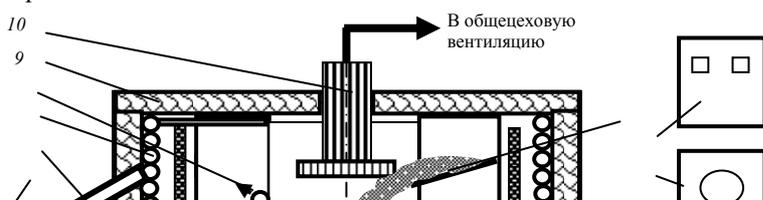
Дальнейшее увеличение параметров вибрации обуславливает переход слоя в зону III, где сепарация прекращается и наступает интенсивное перемешивание частиц. Например, для слоя зерна переход в зону III происходит в диапазоне частот 20...50 Гц при ускорении вибрации около 2g [126]. Физический механизм рассмотренных явлений можно объяснить с помощью вышерассмотренных закономерностей, установленных для виброожиженного слоя в рассмотренных работах [121, 124]. Эти выводы в первом приближении можно распространить и на виброциркуляционный слой, поскольку его природа аналогична виброожиженным слоям, а качественная картина обтекания свободно движущихся в виброциркуляционном слое различных тел [39] практически совпадала с результатами, полученными в [113, 121–124].

3.3. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ УСТАНОВКИ С ВИБРОГРАВИТАЦИОННЫМ ЦИРКУЛЯЦИОННЫМ СЛОЕМ

Для исследования виброперемещения, структуры и тепломассообмена виброгравитационного циркуляционного слоя с погруженными в него различными телами использовались экспериментальные установки и их «холодные» модели.

Для исследования виброперемещения, нагрева, охлаждения, вулканизации резиновых заготовок в виброгравитационном циркуляционном слое использована экспериментальная установка, схема которой приведена на рис. 3.7, общий вид – на рис. 3.8.

Установка (рис. 3.7) состоит из аппарата с виброгравитационным циркуляционным слоем, пульта управления виброприводом 17, шкафа управления 12, регулятора напряжения 13, червячного пресса 15, приемного бункера 5. Аппарат с виброгравитационным циркуляционным слоем состоял из основания корпуса 16, на котором устанавливались вибропривод 1, теплоизоляционный блок 14, крышки 9. Ванна 3 с винтовыми лотками жестко крепилась к виброприводу 17 через переходник с конусом 2. В теплоизоляционном блоке установлены нагреватели 4, змеевики ванны 8 и корпуса 7, воздухопровод для удаления газовыделений 10, патрубки 6. Температура виброциркуляционного слоя в шести точках по высоте ванны (на 1, 2, 3, 4, 5 и 6 винтовых лотках соответственно) контролировалась термопарами ХК. Температуры 1, 3, 4, 5 и 6 лотков фиксировались потенциометром КСП4. Температура 2-го лотка регулировалась потенциометром КСП 3-П. Сигнал от термопары поступал через КСП 3-П в блок БРТ-5-1-И1 и с него подавался на РНТТ-330-100-УХЛ4. В зависимости от сигнала регулятор подавал требуемое напряжение на шесть электрических нагревателей. Схема регулирования температуры показана на рис. 3.9.



8
7
6
5

4
3
2
1
Воздух

11
12
13
14

15
16
17

Рис. 3.7. Схема экспериментальной установки

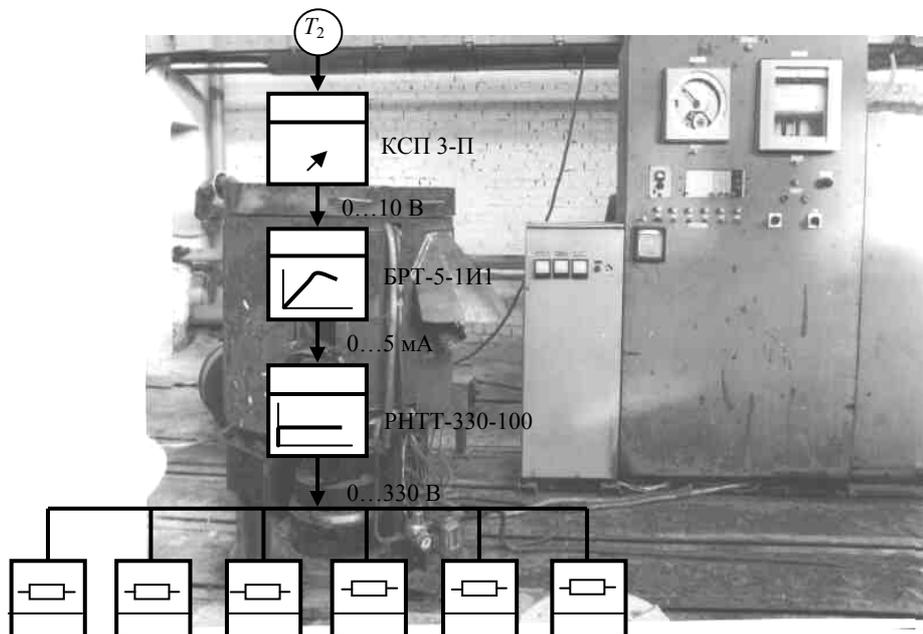


Рис. 3.8. Общий вид экспериментальной установки
Нагреватели установки электрические

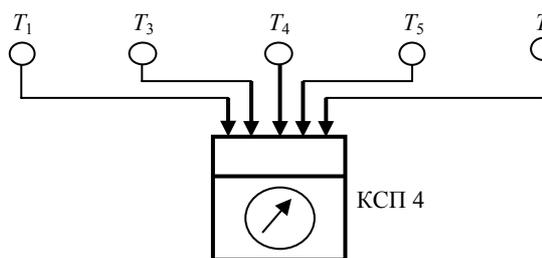


Рис. 3.9. Структурная схема регулирования температуры
в экспериментальной установке

Мощность, потребляемая нагревателями, фиксировалась ваттметром Н 348 (класс точности 1,5) и записывалась на диаграмму. Показания прибора контролировались счетчиком СА4У-И672М. С помощью КСП 3-П задавали требуемую температуру нагрева слоя. Нагрев осуществляли до температур 100, 150, 200 и 250 °С. Блоком регулирования температуры БРТ-5 устанавливали соответствующий режим работы (ручной или автоматический), способ регулирования и включали электронагреватели.

Система удаления газовыделений с вентилятором В-Ц4-70-2,5-0,1А позволяла плавно регулировать вытяжку газов из аппарата.

Для проведения тепломассообмена служила ванна с внутренним расположением лотков в виде винтовой линии, выполненная из толстостенной трубы. Этим достигалась одинаковая собственная частота колебаний лотков. Внутреннее расположение лотков ванны обеспечивало герметичность аппарата, систему нагрева и сис-

тому удалений газообразных выделений. Быстрая подача теплоносителя на первый лоток обеспечивалась конусом (рис. 3.7).

Ванна разрабатывалась для стандартного электромагнитного вибропривода 1 (рис. 3.7) типа ВПУ-630А, представлявшего двухмассовую колебательную систему. Колебания возбуждались одним вертикальным и четырьмя горизонтальными электромагнитами. Пульт управления 17 в широких пределах разделяно регулировали амплитуды горизонтальных (крутильных) и вертикальных (осевых) составляющих колебаний и угол сдвига фаз между ними для плавного изменения направления и скорости виброперемещения теплоносителя. При этом траектория движения лотка формировалась как результат сложения двух взаимно перпендикулярных гармонических колебаний с одной частотой и противоположным сдвигом фаз. Поскольку колебания лотка происходили под углом к его продольной оси, то он совершал как продольные, так и поперечные перемещения, причем траекторией лотка являлся эллипс. При этом конфигурация эллипса, направление его обегания, длины и наклона осей определялись амплитудами вертикальных и горизонтальных составляющих и углом сдвига фаз между ними.

Осуществлялись регулируемые эллиптические колебания, включавшие их предельные формы – круговые и прямолинейные, что позволяло устанавливать оптимальный режим виброперемещения. Вибропривод 1 и основание корпуса 16 устанавливались на виброопорах. Предусмотрен вариант питания катушек электромагнитов вибропривода трехфазным переменным током регулируемой частоты 25...60 Гц от тиристорного преобразователя частоты ТПЧ-100-П.

Для устранения возможного перегрева вибропривода при вулканизации между горячей ванной и виброприводом установлен переходник с конусом из стеклопластика. Внутрь переходника для дополнительного охлаждения катушки вертикальных колебаний подавался воздух. Для большего снижения теплового потока от ванны к виброприводу, ванна, переходник и вибропривод соединялись болтами из нержавеющей стали. По шумовым показателям и воздействию на пол эти вибраторы отвечали требованиям и нормам техники безопасности и работали без дополнительных защитных средств.

Внутри ванны засыпались частицы теплоносителя. При вибрации частицы передвигались со дна ванны на винтовые перфорированные лотки и занимали соответствовавшую параметрам колебаний структуру виброгравитационного циркуляционного слоя. При этом частицы перемещались снизу вверх по винтовым лоткам и одновременно часть теплоносителя ссыпалась из вышерасположенных лотков на нижерасположенные. С верхнего лотка частицы посредством переточного устройства 11 ссыпались на дно ванны, процесс циркуляции повторялся. Конструкцией ванны предусмотрены входное и выходное окна для термообрабатываемых изделий или материалов.

В качестве вулканизуемых изделий в экспериментах поочередно были использованы резиновые шнуры (диаметром 5,5; 6,5; 8,0; 10,0; 12,0 и 15,0 мм соответственно) и трубка ($\varnothing 10 \times 14$ мм). Длина каждого изделия изменялась от 10 до 200 м.

Для исследования процесса сушки зерна в виброгравитационном циркуляционном слое использовалась опытно-промышленная установка, аналогичная вышерассмотренной. Общий вид ее показан на рис. 3.10, схема – на рис. 3.11. На круглом основании с четырьмя стойками 1 монтировали нижний корпус 2 и вибропривод 7. Основание имело виброопоры 21. Нижний корпус 2 – цилиндрическая двойная обечайка с теплоизолирующей набивкой из минеральной ваты, сверху обработанная кольцевая площадка для установки нагревателей. Сбоку окно для загрузки зернового материала и кронштейны для установки загрузочного бункера. Днище ванны 6 через переходную втулку 8 жестко закреплялось на виброприводе 7 болтами. На ванне имелась приемная воронка 11 и выходной патрубок 12 для подачи и выгрузки материала. Верхний корпус 3 – цилиндрическая двойная обечайка с теплоизолирующей набивкой из минеральной ваты. Сбоку окно для выгрузки готового продукта из ванны. Верхний корпус отделен от нижнего слоем теплоизоляции. На верхний корпус установлены теплоизолированные крышки 4 и 5. В неподвижной крышке три отверстия. В первое вставлен воздухопровод 16 для удаления влажного воздуха. Во второе вставлена термopара 18. В третье установлен шибер 17 для периодического и непрерывного режимов работы. При периодическом режиме работы шибер перекрывал выход материала из аппарата, материал падал на дно ванны через окно в реборде лотка, затем поднимался по лоткам до закрытой заслонки шибера, опять падал на дно ванны и так повторялось до тех пор, пока не заканчивался технологический процесс.

При непрерывном режиме шибер открывал выход материала из аппарата и закрывал окно в реборде лотка ванны. Нагреватели 13 устанавливались на опорных плитах, которые крепились латунными болтами к нижнему корпусу. Температуру винтовых лотков регулировали как и в предыдущем случае.



Рис. 3.10. Общий вид опытно-промышленной установки

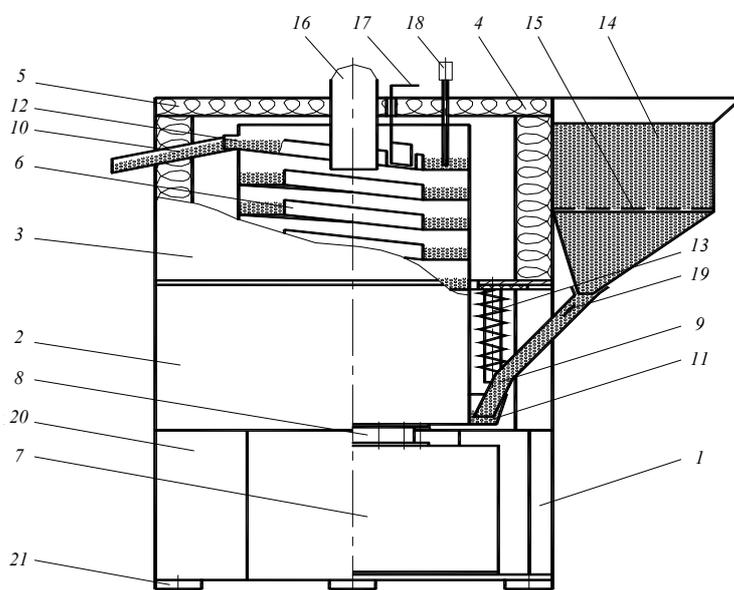


Рис. 3.11. Схема опытно-промышленной установки

Воздуховод 10 соединен с вытяжным вентилятором Б-144-10-2,5-0,1А. Регулировка удаляемой влаги осуществлялась шибером на воздуховоде.

Нужный режим колебаний устанавливался пультом управления. При стабильной циркуляции частиц теплоносителя включали систему нагрева, регулирующим потенциометром устанавливали температуру, заданную технологическим процессом.

3.4. Методики экспериментальных исследований

Режимы движения, структура слоя и области их реализации для процессов тепломассопереноса исследовались на «холодных» моделях (схемы установок – рис. 3.12 и 3.13) с проверкой на опытно-промышленных установках (рис. 3.8 и 3.10). Процессы виброперемещения материала по винтовым лоткам изучали визуально с помощью секундомера СОСпр-26-2-000 с ценой деления шкалы 0,2 с. Регистрировали характер свободного движения тел в виброгравитационном циркуляционном слое и границы режимов. Высоту расширения виброгравитационного циркуляционного слоя определяли по изменению статического давления по высоте слоя (как и в [1]). Измерялось статическое давление $p_{ст}$ в слое микроманометром типа ММН-240 класса точности 0,5.

Датчики статического давления – медицинские иглы \varnothing 1 мм. Экспериментальные исследования по теплообмену проводились на «холодной» модели аппарата. При этом вместо стойки 7 с кронштейном 6 применялась система, показанная на рис. 3.13.

При размещении тела в виброгравитационном циркуляционном слое наблюдалось состояние системы с изменением параметров вибрации при движении слоя и тела. Размеры и плотности исследуемых тел выбирались, чтобы сила тяжести различных тел была неизменной. Ванна 2 с винтовыми лотками жестко установлена на виброприводе 1. Рядом с ванной установлена стойка 3, винт 4 которой расположен по оси ванны вертикально.

По винту 4 свободно перемещается опорная гайка 5. Шаг винта был выбран таким, чтобы система блоков 8 могла двигаться между винтовыми лотками. Тело 6 подвешивалось на нити 7, перекинутой через систему блоков 8, вблизи верхней границы виброгравитационного циркуляционного слоя таким образом, чтобы его нижняя поверхность располагалась в движущихся за счет вибротранспортирования частицах слоя, а верхняя непрерывно подвергалась энергетическому воздействию частиц, падающих через перфорацию лотков. На противоположном кронштейне устанавливалось тело произвольной формы 10, перемещение которого в объеме виброгравитационного циркуляционного слоя дополнительно помогало равномерному вращению опорной гайки 5.

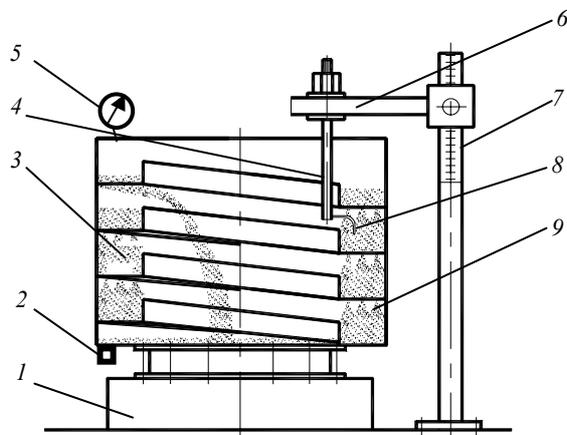


Рис. 3.12. Схема «холодной» модели установки для исследования структуры и гидродинамики виброгравитационного циркуляционного слоя

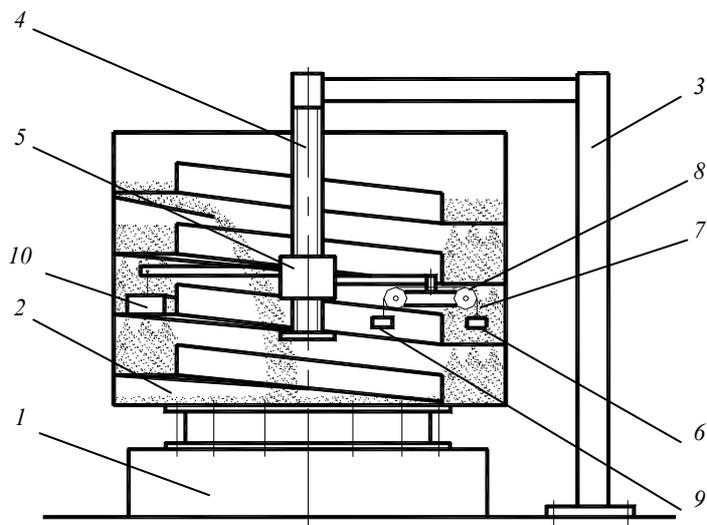


Рис. 3.13. Схема «холодной» модели установки для исследования внешнего теплообмена в виброгравитационном циркуляционном слое

Длина кронштейнов выбиралась, чтобы веер сыпавшихся сверху частиц теплоносителя располагался между опорной гайкой 5 и противовесом 9, не задевая их, что исключало возможность нарушения свободного движения тел в виброциркуляционном слое.

При изучении теплоотдачи от выбора методики зависит техническая оснащенность установки. В нашем случае методика исследования теплообмена, помимо непосредственно техники измерений, должна обеспечивать свободное движение тел в виброциркуляционном слое. Стационарная методика неприемлема для нас, так как требует в теле-датчике электронагревателя и термопар с довольно толстым жгутом проводов, препятствующих свободному перемещению тела в виброгравитационном циркуляционном слое. Приемлема для нас нестационарная методика (основанная на теории регулярного режима), позволяющая свести к минимуму влияние на подвижность тел. При малых числах Био ($Bi < 0,1$) коэффициент неравномерности распределения температуры в теле χ , зависящий от условий охлаждения поверхности тела, можно принять 1 [127] и установить в теле только одну термопару. Наблюдения показали, что при использовании гибких и тонких ($\varnothing 0,12$ мм) термоэлектродных проводов, установка термопары не оказывает влияния на свободное движение тела в виброцирку-

ляционном слое. Коэффициент теплоотдачи α_d определялся по темпу охлаждения свободно движущегося в виброгравитационном циркуляционном слое тела

$$\alpha_d = c_T \rho_T v_T \sigma / F_d, \quad (3.68)$$

где c_T – удельная теплоемкость тела, кДж/(кг·град); ρ_T – плотность, кг/м³; v_T – объем, м³; σ – темп охлаждения, град/с; F_d – площадь теплообменной поверхности тела, непосредственно воспринимающая конвективный тепловой поток, м².

При небольших размерах и малоинерционных датчиках время измерения можно сократить до ~ 1 с. При регулярном режиме σ зависит только от физических свойств тела, процесса охлаждения его поверхности, геометрической формы и размеров тела [127]. В нашем случае экспериментально находилось изменение избыточной температуры $\upsilon = T - \theta$ во времени τ , строилась зависимость $\ln \upsilon = f(\tau)$ в полулогарифмических координатах, и из нее находилась σ :

$$\sigma = (\ln \upsilon_1 - \ln \upsilon_2) / (\tau_2 - \tau_1). \quad (3.69)$$

В качестве теплоносителя использовали узкие фракции песка, электрокорунда и стеклянных шариков. Характеристики их приведены в табл. 3.3.

3.3. Характеристика частиц инертного теплоносителя

Материал	Класс сит	Эквивалентный диаметр, d_T , мм	Плотность частиц, ρ_T , кг/м ³	Порозность слоя частиц, ϵ_{To}
Песок	0,25...0,315	0,281	1500	0,394
	0,355...0,45	0,4	1500	0,44
	0,7...0,8	0,75	1500	0,44
Электрокорунд	0,315...0,4	0,36	3980	0,47
	0,4...0,56	0,473	3980	0,47
	0,7...0,8	0,75	3980	0,48
Стеклянные шарики	0,25...0,315	0,281	2570	0,4
	0,355...0,45	0,4	2570	0,4
	0,7...0,8	0,75	2570	0,4
	0,8...1,0	0,89	2570	0,4

Высота слоя неподвижного теплоносителя H_0 изменялась от 20 до 40 мм.

Использовались тела из высокотеплопроводных материалов: меди ($\rho_T = 8800$ кг/м³; $\lambda_T = 384$ Вт/м·град) и алюминия ($\rho_T = 2700$ кг/м³; $\lambda_T = 203,5$ Вт/м·град). В качестве перемешивавшихся тел с концентрированной энергией использовались: шары $d_T = 10$ мм ($Bi = 0,024$ и $Bi = 0,013$) и $d_T = 15$ мм ($Bi = 0,037$ и $Bi = 0,019$); цилиндры $d_T = 10$ мм и $L_T = 20$ мм ($Bi = 0,024$ и $Bi = 0,013$); пластины $L_T = 25$ мм, $b_T = 25$ мм и толщиной $\delta_T = 5$ мм ($Bi = 0,012$ и $Bi = 0,0065$); диски $d_T = 20$ мм, $\delta_T = 5$ мм ($Bi = 0,012$ и $Bi = 0,0065$). Исследуемые тела поочередно нагревались в муфельной электропечи до 160 °С, затем помещались в виброгравитационный циркуляционный слой, где охлаждались до его температуры. Температура тела при охлаждении контролировалась протарированной медь-константановой дифференциальной термопарой, горячий спай зачеканивался в тело заподлицо с поверхностью, а холодный – помещался в виброгравитационный циркуляционный слой. Регистрировалась температура электронным потенциометром типа ЭПП-09М1 с временем пробега каретки шкалы 1 с. Шкала потенциометра была отградуирована в диапазоне 0...5,5 мВ универсальным измерительным прибором типа УПИП-60М класса точности – 0,05. Сначала находились σ тела по (3.69), затем по (3.68) рассчитывался α_d . Максимальные относительные погрешности определения величин σ и α_d не превышают 4,8 %.

Температура наружного воздуха контролировалась ртутным термометром марки TWG с ценой деления шкалы 0,1 °С с погрешностью ± 1 %. Параметры вибрации оценивались измерителем вибрации типа ВШВ-003-М2 с преобразователем пьезоэлектрическим виброизмерительным ДН-3-М1.

При определении зависимости коэффициентов диффузии от концентрации влаги в зерновках $D = f(C)$ наиболее эффективен метод нестационарного режима [128–130], который не требует экспериментального определения локальных концентраций, так как нахождение полей концентраций затруднено. При исследовании за-

зависимости коэффициентов диффузии от влагосодержания использовали зональный метод [129–131], основанный на интегрировании дифференциального уравнения массопроводности при условии постоянства коэффициента диффузии D_i в узком интервале изменения концентрации $\bar{C}_{н,i} - \bar{C}_{к,i}$.

Кинетика сушки зерновых культур вначале изучалась на установке для исследования диффузионных свойств зерна (рис. 3.14). Установка включала термостатированный шкаф 2, термометр сопротивления 3, рабочую камеру 10, электронагреватель 4, автоматический электронный мост 5, адсорбирующую колонну 8, центробежные вентиляторы 6, 7. Убыль веса образца с исследуемым зерном 9 измерялась кварцевой пружиной 11 с чувствительностью 3,79 мм/мг. Изменение длины пружины регистрировалось катетометром 1 типа КМ-8 с точностью $5 \cdot 10^{-6}$ м. Как показал анализ изотерм десорбции, при низких температурах равновесная влажность для зерна достаточно велика. Поэтому следует уменьшать влагосодержание сушильного агента. Воздух, циркулирующий в рабочей камере 10, сушился в адсорбирующей колонне 8, заполненной пятиокисью фосфора. Скорость воздуха в рабочей камере (4 м/с) измерялась пневмометрической трубкой с микроманометром типа ММН-240. Термометр 3 был защищен от радиационного излучения экранной системой. Температура воздуха регулировалась в пределах 295...383 К с погрешностью $\pm 0,15$ К.

Исследовалась кинетика сушки озимых сортов пшеницы «Инна», «Мироновская 808», «Московская 35». Начальное влагосодержание их 0,202 кг/кг. Диапазон изменения температуры сушильного агента 40...60 °С. Наибольшее значение принято по рекомендуемой температуре сушки зерна с влагосодержанием до 0,22 кг/кг [132]. По убыли влаги из зерновок строили кривые сушки. Кривые кинетики сушки $C = \varphi(\tau)$ строились при $Bi_m \rightarrow \infty$. Весь интервал изменения влагосодержания $C_n - C_k$ разбивался на m концентрационных зон, в каждой из которых коэффициент диффузии D_i принимали постоянным. Для

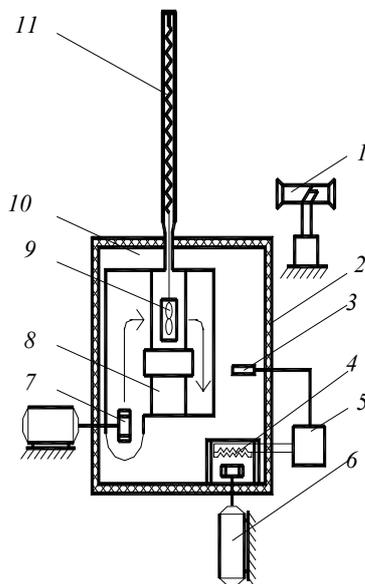


Рис. 3.14. Установка для исследования диффузионных свойств зерна

этих зон по кривой сушки определяли значение τ_i (время изменения концентрации от $\bar{C}_{н,i} - \bar{C}_{к,i}$) и рассчитывали \bar{D}_i по [131]:

$$\bar{D}_i = \frac{1}{\tau_i \sum_{j=1}^s \frac{\mu_{j,i}^2}{R_j^2}} \ln \frac{\prod_{j=1}^s A_{j,i}}{\bar{E}}, \quad i = 1, 2, \dots, m; \quad j = 1, 2, \dots, s, \quad (3.70)$$

где \bar{D}_i – среднее значение D_i в зоне $\bar{C}_{н,i} - \bar{C}_{к,i}$; R_j – определяющий размер тела; $\bar{E}_i = \frac{\bar{C}_{к,i} - \bar{C}_{р,i}}{\bar{C}_{н,i} - \bar{C}_{р,i}}$ – относительная концентрация в i -й зоне; $\mu_{j,i}$ – первый корень характеристического уравнения в i -й зоне для j координаты; $A_{j,i} = 1$ при $i > 1$.

Формула (3.70) позволяла найти зависимости коэффициентов диффузии от влагосодержания зерна из кривых сушки $C = \varphi(\tau)$. Коэффициенты диффузии обрабатывались в виде графиков.

3.5. Результаты экспериментальных исследований процессов виброперемещения тел по винтовым лоткам ванны аппарата

Поскольку при разработке методов расчета оборудования для термообработки изделий в

виброгравитационном циркуляционном слое нужно знать скорость перемещения изделий в слое дисперсного теплоносителя, то исследовали зависимость скорости перемещения изделий при вулканизации по лоткам вулканизационной ванны от различных факторов.

Экспериментально выявлено, что небольшие отрезки (длиной $L_{лг}$, не превышающей ширину лотка $b_{лг}$) и штучные резиновые изделия перемещались по среднему диаметру лотка. Для таких изделий длина среднего пути изделия в аппарате

$$\bar{L}_и = \frac{\pi \bar{D}_{лг}}{\cos \alpha_{лг}} n_{лг},$$

где $\bar{D}_{лг}$ – средний диаметр винтового лотка ванны аппарата; $\alpha_{лг}$ – угол наклона винтового лотка к горизонту, по рекомендациям [133] величина $2^\circ \leq \alpha_{лг} \leq 5^\circ$ (в нашем случае $\alpha_{лг} = 3^\circ 22''$); $n_{лг}$ – число лотков винтовой ванны аппарата.

Экструдированные монолитные резиновые изделия (уменьшающие свою длину по мере вулканизации) перемещались около борта винтового лотка, а пористые (увеличивающие свою длину по мере вулканизации) – около стенки ванны.

При перемещении стеклянных шариков их скорость принималась равной скорости перемещения пенопластовой частицы диаметром 5 мм. Такая частица не могла оказывать существенного влияния на движение потока частиц по лоткам винтовой ванны аппарата. Длинномерные (экструдированные) резиновые изделия перемещались по лоткам ванны без частиц с меньшей скоростью, чем при наличии частиц, т.е. частицы увлекали изделие, сообщая ему дополнительно движущую силу. При этом скорость движения частиц была выше скорости перемещения изделия. При неизменных параметрах вибропривода скорость перемещения экструдированных монолитных резиновых изделий снижалась с ростом их диаметра. По-видимому, одними из основных факторов, влияющих на скорость перемещения, являлись масса резинового изделия, а также то, что с увеличением наружного диаметра изделия увеличивалась площадь поверхности, контактирующая с потоком частиц, просыпавшихся с верхних лотков на изделие.

Расчетных формул для описания перемещения длинномерного изделия в потоке движущихся (за счет вибрации винтовых лотков) частиц в настоящее время не существует. В основном все формулы выведены для случая вертикального транспорта сыпучих материалов по винтовым лоткам. Но даже в этих условиях известные формулы приводят к результатам, отличающимся в 3–5 раз друг от друга (например, формулы в [115, 133, 134]).

Средняя скорость перемещения определялась по среднему времени нахождения и среднему пути изделия в виброгравитационном циркуляционном слое. При экспериментальном исследовании среднее время перемещения изделия рассчитывалось по формуле

$$\bar{\tau}_и = \sum_{i=1}^n \frac{\tau_i}{n},$$

где n – число опытов; τ_i – время движения изделия на пути $\bar{L}_и$.

В результате обработки экспериментальных данных получено выражение для определения средней скорости перемещения длинномерных резиновых изделий в виброгравитационном циркуляционном слое:

$$U_{т} \approx 0,477 A_{лг} \omega_{лг} \cos \beta \left(\rho_{т} L_{и} D_{д}^2 \right)^{-0,63} \sqrt{1 - \frac{\cos^2 \alpha_{лг}}{\lambda_{лг}^2 \sin^2 \beta}}, \quad (3.71)$$

где $\omega_{лг}$ – угловая частота колебаний лотка; $\rho_{т}$ – плотность резиновых изделий; $D_{д}$ – диаметр резинового изделия; $\lambda_{лг}$ – интенсивность колебаний лотка (отношение амплитуды ускорения лотка $A_{лг} \omega_{лг}^2$ к ускорению свободного падения g); β – угол бросания, $\beta = 25^\circ$.

На рис. 3.15 показано влияние увеличения $D_{т}$ изделия на изменение скорости перемещения шнура $U_{т}$ в виброгравитационном циркуляционном слое стеклянных шариков $d_{т} = 0,69$ мм при неизменной частоте $\omega_{лг} = 50$ Гц и переменной амплитуде $A_{лг}$ колебаний лотка.

Анализ выражения (3.71) и рис. 3.15 показал, что средняя скорость перемещения длинномерных резиновых изделий увеличивается с ростом параметров колебаний лотка (в основном, амплитуды $A_{лг}$), но уменьшается с ростом геометрических параметров изделий (в первую очередь величины $D_{д}$) и их плотности.

Таким образом, для каждого диаметра термообрабатываемого шнура необходима настройка с помощью пульта управления вибропривода соответствующих параметров колебаний (которая легко осуществляется).

С учетом выражения для скорости перемещения изделий (3.71) получили зависимость для определения производительности вулканизатора

$$G = 0,374 A_{лг} \omega_{лг} \cos \beta \rho_{т}^{0,37} D_{д}^{1,37} L_{и}^{-0,63} \sqrt{1 - \frac{\cos^2 \alpha_{лг}}{\lambda_{лг}^2 \sin^2 \beta}}. \quad (3.72)$$

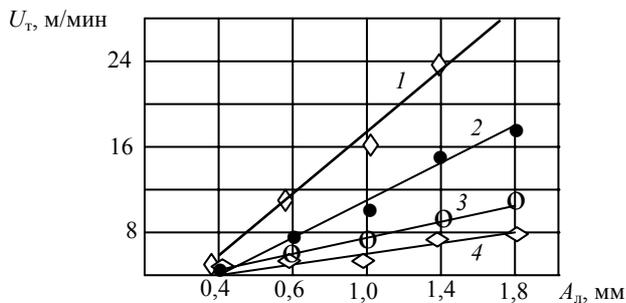


Рис. 3.15. Влияние увеличения D_d на скорость перемещения изделия: 1 – $D_d = 5,5$ мм; 2 – $D_d = 8,0$ мм; 3 – $D_d = 12,0$ мм; 4 – $D_d = 15,0$ мм

Отсутствие подобных исследований не позволило произвести сравнение полученных экспериментальных данных с известными.

3.6. Исследование структуры виброгравитационного циркуляционного слоя

Расширение слоя при работе – одна из важнейших характеристик. Несмотря на несомненный теоретический интерес и практическую потребность в настоящее время этих сведений нет. В литературе имеются лишь сведения о расширении виброкипящего слоя.

Физический механизм образования виброгравитационного циркуляционного слоя отличается от классического виброкипящего слоя, поэтому и закономерности его описания будут также отличаться от известных для виброкипящего слоя. Один из методов получения информации в критериальном виде и экспериментально – теория подобия [135, 136]. В настоящей работе выбран экспериментальный метод исследования для количественного описания критериев. Вид и количество чисел подобия, описывающих реальное явление, были определены на основании анализа размерностей [136], достаточно обоснованного перечня факторов, существенно влияющих на расширение слоя.

Основываясь на литературных и предварительных экспериментальных данных, определили эти факторы: параметры вибрации (амплитуда A_l , частота ω_l , угол β), размер перфорации лотков d_l , угол наклона лотка к горизонту α_l , размер частиц d_t , их плотность ρ_t , высота h_t , начальная порозность ε_0 , длина $L_{лт}$ и ширина $b_{лт}$ лотка. В общем случае порозность слоя

$$\varepsilon_{сл} = f(\varepsilon_0, d_l, d_t, g, A_l, \omega_l, m_t, b_{лт}, \alpha_l, \beta, \rho_t). \quad (3.73)$$

Общее число переменных в зависимости (3.73) $z = 12$. Число первичных размерностей $i = 4$. По π -теореме [136] количество безразмерных критериев n (симплексов и комплексов), описывающих расширение слоя (увеличения его порозности) $n = z - i = 12 - 4 = 8$. Комбинируя размерности переменных величин, получили функциональную зависимость для порозности в виде

$$\varepsilon_{сл} = f\left(\varepsilon_0, \frac{d_l}{d_t}, \frac{A_l}{d_t}, \frac{A_l \omega_l^2}{g}, \frac{\sin \beta}{\cos \alpha_l}, \frac{m_t}{b_{лт}^3 \rho_t}, \frac{b_{лт}}{d_t}\right). \quad (3.74)$$

Учитывая, что масса слоя $m_t = \rho_t V$ и объем слоя $V_{сл} = L_{лт} b_{лт} H_0$, то комплекс $\frac{m_t}{b_{лт}^3 \rho_t}$ упростили и представили в виде $\frac{L_{лт} H_0}{b_{лт}^2}$, а комплексы $\frac{A_l \omega_l^2}{g}$ и $\frac{\sin \beta}{\cos \alpha_l}$ объединили в $\lambda_v = \frac{A_l \omega_l^2}{g} \frac{\sin \beta}{\cos \alpha_l}$, выразили относительную порозность $\frac{\varepsilon_{сл} - \varepsilon_0}{1 - \varepsilon_0}$ и упростили зависимость (3.74):

$$\frac{\varepsilon_{сл} - \varepsilon_0}{1 - \varepsilon_0} = f\left(\frac{d_l}{d_t}, \frac{A_l}{d_t}, \lambda_v, \frac{L_{лт} H_0}{b_{лт}^2}, \frac{b_{лт}}{d_t}\right). \quad (3.75)$$

Конкретный вид (3.75) нашли обработкой экспериментальных данных. Зависимость порозности от некоторых основных факторов приведена на рис. 3.16–3.18.

График на рис. 3.16 показывает, что рост амплитуды существенно расширяет слой. Эти экспериментальные данные хорошо согласуются с известными данными для виброкипящего слоя. По [113, 134] вибрация может повышать или снижать порозность слоя.

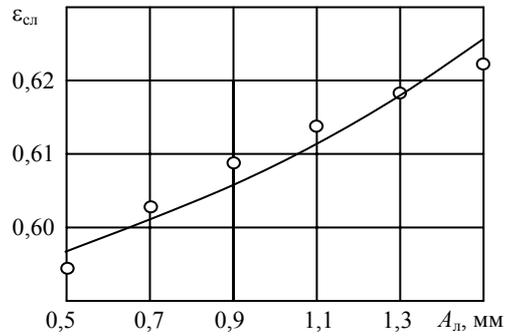


Рис. 3.16. Зависимость порозности слоя от амплитуды вибрации

Интенсивность колебаний обычно оценивают величиной λ_l . При $\lambda_l > 1$ частицы отрываются от лотка и совершают следующие друг за другом микрополеты в каждый период колебаний и перемещаются вперед и вверх. При этом порозность слоя растет.

Наибольший практический интерес представляет отрывное (от лотка) движение частиц, обуславливающее интенсификацию процессов теплопереноса. График изменения порозности с ростом амплитуды колебаний, соответствующей такому движению, показан на рис. 3.16.

Высота слоя частиц вышерасположенных лотков уменьшается вследствие падения частиц на нижерасположенные лотки. Частицы, падающие с вышерасположенных витков на верхнюю поверхность слоя, дополнительно уменьшают высоту слоя. С увеличением диаметра перфорации лотков растет расход падающих частиц, уменьшающих порозность (рис. 3.17). Порозность слоя неподвижных частиц зависит от степени регулярности их укладки, соотношения размеров аппарата и размеров частиц, полидисперсности и формы поверхности частиц.

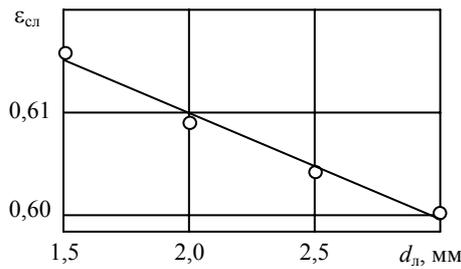


Рис. 3.17. Зависимость порозности слоя от диаметра перфорации лотка

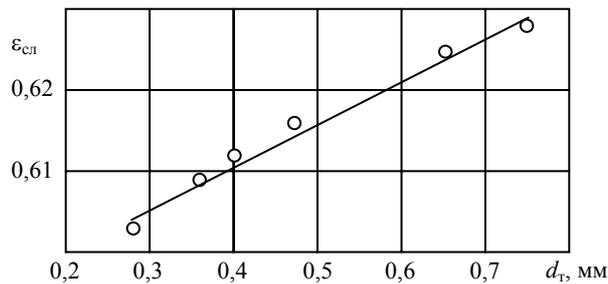


Рис. 3.18. Зависимость порозности слоя от размера частиц d_t

При переходе от неподвижного слоя к устойчивому циркуляционному состоянию увеличение порозности с ростом диаметра частиц теплоносителя (рис. 3.18), по-видимому, обусловлено особенностями структурно-гидродинамических режимов виброгравитационного циркуляционного слоя. В ходе обработки и обобщения экспериментальных данных находили конкретный вид (3.75). Опытные данные обобщены в степенную функцию на ПЭВМ. Для порозности виброгравитационного циркуляционного слоя получена зависимость

$$\frac{\epsilon_{сл} - \epsilon_0}{1 - \epsilon_0} = 0,00745 \left(\frac{d_l}{d_t} \right)^{-0,105} \left(\frac{A_l \omega_l^2 \sin \beta}{g \cos \alpha_l} \right)^{0,117} \times \left(\frac{L_{лт} H_0}{b_{лт}^2} \right)^{0,125} \left(\frac{A_l}{d_t} \right)^{0,004} \left(\frac{b_{лт}}{d_t} \right)^{-0,01} \quad (3.76)$$

Интервалы изменения определяющих чисел подобия, в которых справедлива (3.76): $d_{л}/d_{т} = 2...11$; $\lambda_{в} = 1,9...15,5$; $L_{лт}H_0/b_{лт}^2 = 55,1...294$; $A_{л}/d_{т} = 0,26...7,117$; $b_{лт}/d_{т} = 66,67...177,9$. Среднеквадратичная ошибка аппроксимации экспериментальных данных не превышала 11 %.

Анализ членов уравнения (3.76) показал, что влияние комплекса $(A_{л}/d_{т})^{0,004}$ на величину порозности незначительно, поэтому им можно пренебречь. Окончательно

$$\frac{\varepsilon_{сл} - \varepsilon_0}{1 - \varepsilon_0} = 0,00743 \left(\frac{d_{л}}{d_{т}} \right)^{-0,105} \left(\frac{A_{л} \omega_{л}^2 \sin \beta}{g \cos \alpha_{л}} \right)^{0,117} \times \left(\frac{L_{лт} H_0}{b_{лт}^2} \right)^{0,125} \left(\frac{b_{лт}}{d_{т}} \right)^{-0,01} \quad (3.77)$$

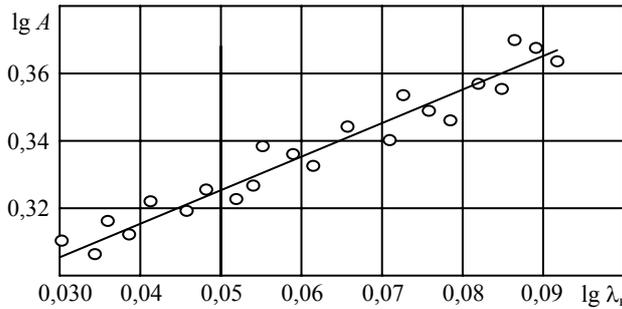


Рис. 3.19. Обобщение экспериментальных данных по порозности виброгравитационного циркуляционного слоя

На рис. 3.19 расчетная зависимость (3.77) сопоставлена с экспериментальными данными. Под A обозначен комплекс

$$A = \frac{\varepsilon_{сл} - \varepsilon_0}{1 - \varepsilon_0} \left/ \left(\frac{d_{л}}{d_{т}} \right)^{-0,105} \left(\frac{L_{лт} H_0}{b_{лт}^2} \right)^{0,125} \left(\frac{b_{лт}}{d_{т}} \right)^{-0,01} \right.$$

Среднеквадратичная ошибка аппроксимации экспериментальных данных не превышала 10,9 %. Окончательно расширение слоя

$$H_{сл} = H_0 \frac{(1 - \varepsilon_0)}{(1 - \varepsilon_{сл})}, \quad (3.78)$$

где $\varepsilon_{сл}$ находим по зависимости (3.77).

3.7. ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ТЕПЛООБМЕНА МЕЖДУ ВИБРОГРАВИТАЦИОННЫМ ЦИРКУЛЯЦИОННЫМ СЛОЕМ И ИЗДЕЛИЕМ

Механизм теплообмена между виброкипящим слоем и погруженной в него поверхностью весьма сложный. Поэтому понятны трудности, возникшие при аналитическом описании теплопереноса в виброкипящем слое [115, 136]. В виброгравитационном циркуляционном слое со свободно движущимся в нем телом задача анализа процесса переноса тепла еще более усложняется, так как реологические параметры слоя могут быть различными в зависимости от условий, реализуемых в этой системе. Основным способом выявления физической картины рассматриваемых явлений и определения теплообменных свойств в настоящее время является эксперимент.

На базе экспериментального метода исследования можно получить количественное описание определяемых критериев в виде функции безразмерных величин. Известно [137,138], что вид и количество чисел подобия, описывающих реальные явления, могут быть найдены методом анализа размерностей. Сначала нужно определить перечень факторов, существенно влияющих на процесс переноса тепла в виброгравитационном циркуляционном слое. Исходя из литературных и предварительных экспериментальных данных, при рассмотрении свободно движущихся в виброгравитационном циркуляционном слое тел нами установлены наиболее важные факторы, достаточно полно отображающие исследуемые процессы. На коэффициент теплоотдачи $\alpha_{д}$ влияют параметры, определяющие возникновение и существование виброгравитационного циркуляционного слоя (амплитуда $A_{л}$ и частота $\omega_{л}$ колебаний лотка), геометрические и физические характеристики слоя (ширина лотков $b_{лт}$, диаметр $d_{л}$, высота H_0 , диаметр $d_{т}$) и тела (диаметр $d_{д}$, длина $L_{д}$, плотность $\rho_{д}$), а также физические свойства среды (плотность $\rho_{сл}$, теплопроводность $\lambda_{сл}$, вязкость $\nu_{сл}$) и g . Тогда $\alpha_{д}$ между свободно перемещающимся телом и виброгравитационным циркуляционным слоем в общем виде можно выразить

$$\alpha_{д} = f(A_{л}, \omega_{л}, g, d_{т}, d_{л}, d_{д}, b_{лт}, H_0, L_{д}, \rho_{сл}, \rho_{д}, \lambda_{сл}, \nu_{сл}). \quad (3.79)$$

Общее число переменных в (3.79) $i_0 = 14$. Число первичных размерностей $i_n = 4$. Согласно π -теореме [136] количество безразмерных критериев n_k (симплексов и комплексов) $n_k = i_0 - i_n = 14 - 4 = 10$. Комбинируя размер-

ности переменных и учитывая, что комплекс $v_{сл}^2/gb_{лт}^3$ для условий нашего эксперимента состоит из постоянных величин, получим

$$Nu = \frac{\alpha_d d}{\lambda_c} = f\left(\lambda_{л}, Ga, \frac{\omega_{л} d_{т}^2}{v_{сл}}, \frac{b_{лт}}{d_d}, \frac{H_0}{d_t}, \frac{L_d}{d_t}, \frac{\rho_d}{\rho_{сл}}, \frac{d_{л}}{d_t}, \frac{d_{л}}{d_t}\right), \quad (3.80)$$

где Ga – число Галилея, $Ga = gd_t^3 / v_{сл}^2$.

Конкретный вид функции (3.80) находился математической обработкой экспериментальных данных. На рис. 3.20 и 3.21 приведены графики в полулогарифмических координатах охлаждения медных пластины и шара в воздухе и виброгравитационном циркуляционном слое.

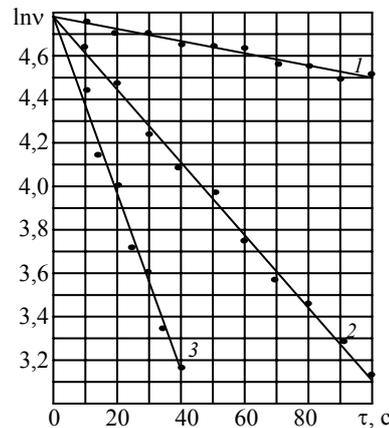


Рис. 3.20. Охлаждение медной пластины:

1 – в воздухе, $\sigma = 2,84 \cdot 10^{-3} \text{с}^{-1}$; 2 – в виброгравитационном циркуляционном слое частиц электрокорунда: $\sigma = 1,671 \cdot 10^{-2} \text{с}^{-1}$; $d_t = 0,36$ мм; $A_{л} = 0,5$ мм; $\omega_{л} = 40$ Гц; $H_0 = 30$ мм; 3 – в виброгравитационном циркуляционном слое частиц электрокорунда: $\sigma = 3,9896 \cdot 10^{-2} \text{с}^{-1}$; $d_t = 0,36$ мм; $A_{л} = 1,5$ мм; $\omega_{л} = 40$ Гц; $H_0 = 30$ мм

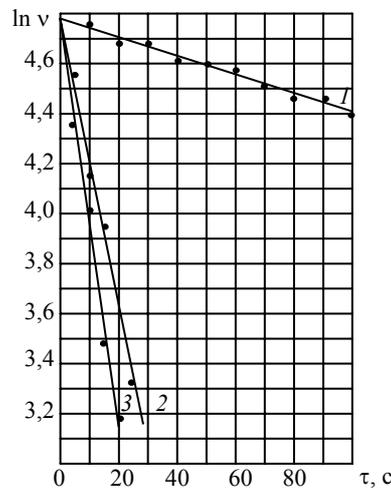


Рис. 3.21. Охлаждение медного шара:

$D_t = 20$ мм; 1 – в воздухе: $\sigma = 3,73 \cdot 10^{-3} \text{с}^{-1}$; 2 – в виброгравитационном циркуляционном слое песка: $\sigma = 5,676 \cdot 10^{-2} \text{с}^{-1}$; $d_t = 0,281$ мм; $A_{л} = 0,5$ мм; $\omega_{л} = 40$ Гц; $H_0 = 30$ мм; 3 – в виброгравитационном циркуляционном слое песка: $\sigma = 8,21 \cdot 10^{-2} \text{с}^{-1}$; $d_t = 0,281$ мм; $A_{л} = 1,5$ мм; $\omega_{л} = 40$ Гц; $H_0 = 30$ мм

Графики подтверждают наличие стадии регулярного режима охлаждения тел и свидетельствуют о высокой эффективности виброгравитационного циркуляционного слоя как промежуточного теплоносителя. Темп охлаждения шара, помещенного в виброгравитационный циркуляционный слой песка $d = 0,281$ мм (кривые 2 и 3 на рис. 3.21), выше, чем в воздухе (кривая 1) в 15 и 22 раза. Увеличение амплитуды вибрации от 0,5 до 1,5 мм ускорило темп охлаждения пластины в виброгравитационном циркуляционном слое в 1,4 раза (рис. 3.20). Увеличение эффективности виброгравитационного циркуляционного слоя при уменьшении d с 0,36 до 0,281 мм свидетельствует о влиянии размера частиц на интенсивность процесса охлаждения. Необходимо выделить зависимость интенсивности охлаждения от формы тела. Экспериментально установлено, что при переходе от пластины, диска, цилиндра к

шару наблюдалось увеличение интенсивности охлаждения в виброгравитационном циркуляционном слое.

Темп охлаждения увеличивался в ~ 2,5–3 раза. Рост темпа охлаждения обусловлен характером обтекания исследуемых тел виброгравитационным циркуляционным слоем. Экспериментально установлены закономерности влияния на теплообмен параметров вибрации (рис. 3.22), геометрических и физических характеристик слоя (рис. 3.23) и тела.

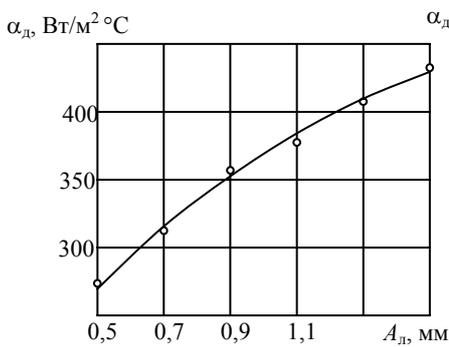


Рис. 3.22. Зависимость α_d от A_d :
пластина; песок $d_T = 0,281$ мм

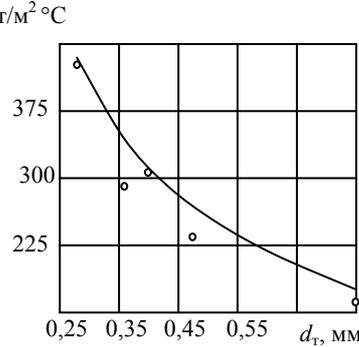


Рис. 3.23. Зависимость α_d от d_T
(пластина)

Характер изменения коэффициента теплоотдачи α_d от виброциркуляционного слоя к движущемуся в нем телу при варьировании диаметра частиц теплоносителя d_T приведен на графике, рис. 3.23. При переходе к более крупным частицам меняется механизм виброциркуляции и образования газовой прослойки под плоским телом, растет газопроницаемость слоя, роль гидродинамических сил, связанных с пульсациями давления и неустановившейся фильтрацией воздуха, заметно снижается, возрастает степень влияния сил инерции. Возникает ударно-инерционное взаимодействие между горизонтальной поверхностью перемещающегося тела и близлежащими частицами вибрирующего теплоносителя, появляется около поверхности возрастающая с ростом d_T газовая прослойка, что снижает теплоотдачу.

В нижней части тела α_d зависит от интенсивности динамического воздействия пульсирующих потоков частиц и воздуха, которое определяется силой тяжести тела. Чем тяжелее тело, тем сильнее реакция нижележащих слоев теплоносителя. Следовательно, на α_d влияют факторы, определяющие вес тела (плотность и размеры).

В верхней части тела коэффициент теплоотдачи зависит от интенсивности динамического воздействия частиц теплоносителя, просыпающихся с вышерасположенного лотка. Частицы играют роль стоков (источников) теплоты и, ударяясь о верхнюю часть тела, увеличивают его силу тяжести.

Так как одна из причин существования виброциркуляционного слоя – пересыпание частиц теплоносителя с вышерасположенного на нижерасположенный лоток, то на α_d оказывает влияние фактор, определяющий такое движение дисперсного материала, но с ростом d_d возможны нарушения виброперемещения частиц по лотку.

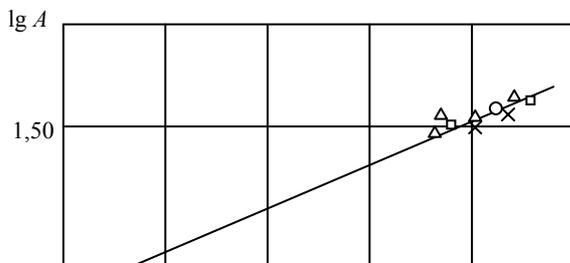
Обработка и обобщение полученных данных были направлены на нахождение конкретного вида критериальной зависимости (3.80), описывающей теплоотдачу от свободно движущегося в виброциркуляционном слое тела. Опытные данные обобщены в степенную функцию на ПЭВМ. Окончательно

$$Nu = 9,72 \lambda_y^{0,424} Ga^{0,176} \left(\frac{b_{лп}}{d_d} \right)^{-0,379} \left(\frac{H_0}{d_T} \right)^{-0,863} \times \left(\frac{L_T}{d_T} \right)^{0,261} \left(\frac{\rho_d}{\rho_{сл}} \right)^{0,205} \left(\frac{d_d}{d_T} \right)^{0,54} \quad (3.81)$$

На рис. 3.24 расчетная зависимость сопоставлена с экспериментальными данными. Под комплексом A обозначена величина

$$A = \ln \frac{Nu}{Ga^{0,176} \left(\frac{b_{лп}}{d_d} \right)^{-0,379} \left(\frac{H_0}{d_T} \right)^{-0,863} \left(\frac{L_T}{d_T} \right)^{0,261} \left(\frac{\rho_d}{\rho_c} \right)^{0,205} \left(\frac{d_d}{d_T} \right)^{0,54}}$$

построенная на базе симплексов из величин, оказывающих основное влияние на процесс теплоотдачи. Среднеквадратичная ошибка аппроксимации экспериментальных данных не превышала 12%.



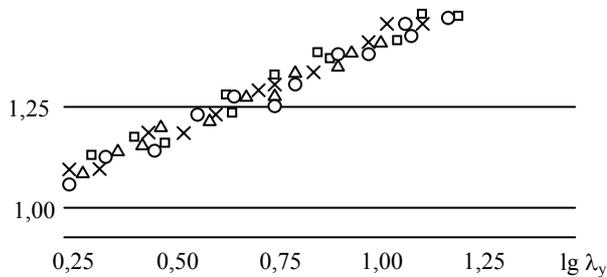


Рис. 3.24. Обобщение экспериментальных данных теплообмена в виброгравитационном циркуляционном слое свободно движущихся тел:

□ – диск; ○ – цилиндр; × – пластина; Δ – шар

Влияние на теплообмен параметров возникновения и существования виброциркуляционного слоя, геометрические и физические характеристики слоя и тела определяются не столько спецификой поведения свободно перемещающегося тела, сколько свойствами самого виброгравитационного циркуляционного слоя. Интенсивность внешнего теплообмена виброгравитационного циркуляционного слоя, прежде всего, определяется структурно-гидродинамической обстановкой около поверхности нагрева (охлаждения).

3.8. АНАЛИЗ РЕЗУЛЬТАТОВ ИССЛЕДОВАНИЙ СУШКИ ЗЕРНА В ВИБРОГРАВИТАЦИОННОМ ЦИРКУЛЯЦИОННОМ СЛОЕ

Проведен анализ результатов исследований по определению кривых сушки и зависимостей эффективного коэффициента диффузии исследуемых материалов от их влагосодержания и температуры. Вначале проводились исследования кинетики сушки единичного зерна.

На рис. 3.25 и 3.26 в качестве примера приведены кривые сушки единичного зерна для пшеницы «Московская 35» и «Мироновская 808» соответственно при различных температурах сушильного агента. Кривые сушки построены по результатам осреднения пяти опытов, проведенных в одинаковых условиях.

Анализ приведенных на рис. 3.25 и 3.26 кривых выявил неодинаковую продолжительность сушки исследуемых зерновых культур при задаваемых температурах сушильного агента.

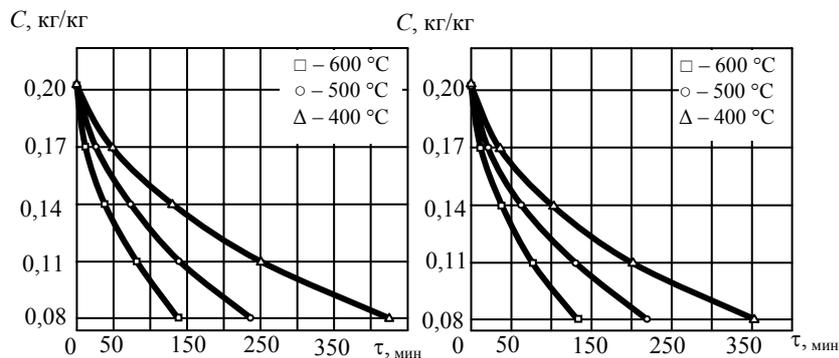


Рис. 3.25. Кривые сушки единичного зерна пшеницы «Московская 35» при различных температурах сушильного агента

Рис. 3.26. Кривые сушки единичного зерна пшеницы «Мироновская 808» при различных температурах сушильного агента

Данный факт обусловлен различием как физико-механического состава и связи влаги с белками и крахмалом, так и их массопроводными свойствами. Как показали проведенные эксперименты, варьирование скорости сушильного агента незначительно влияло на скорость сушки. Это свидетельствует о чисто внутридиффузионном кинетическом режиме процесса сушки. Согласно кривым кинетики сушки $C = f(\tau)$, приведенных на рис. 3.25 и 3.26 для пшеницы «Московская 35» и «Мироновская 808» по методике, описанной в подразделе 3.5, были рассчитаны коэффициенты диффузии. Зависимости коэффициентов диффузии единичного зерна от влагосодержания при различных температурах сушильного агента для исследуемых культур приведены на рис. 3.27 и 3.28.

Характер зависимостей коэффициентов диффузии, приведенных на рис. 3.27 и 3.28, свидетельствует о капиллярно-пористом коллоидном строении зерновок и переносе влаги как по капиллярному механизму (убывающий характер зависимостей $D = f(C)$), так и диффузионному (возрастающий характер зависимостей $D = f(C)$).

Следующим этапом исследований являлось изучение кинетики сушки зерновых культур в аппарате виброгравитационного циркуляционного слоя.

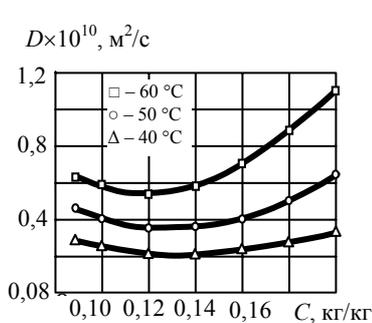


Рис. 3.27. Зависимости коэффициентов диффузии единичного зерна пшеницы «Московская 35» от влагосодержания при различных температурах сушильного агента

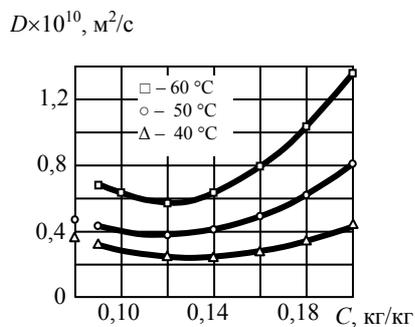


Рис. 3.28. Зависимости коэффициентов диффузии единичного зерна пшеницы «Мироновская 808» от влагосодержания при различных температурах сушильного агента

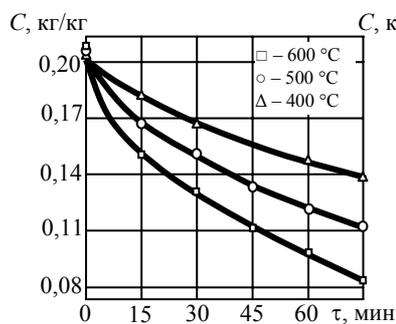


Рис. 3.29. Кривые сушки пшеницы «Московская 35» в виброгравитационном циркуляционном слое при различных температурах сушильного агента

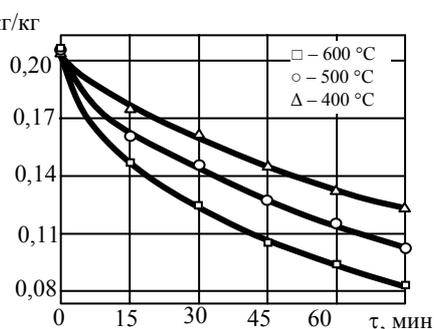


Рис. 3.30. Кривые сушки пшеницы «Мироновская 808» в виброгравитационном циркуляционном слое при различных температурах сушильного агента

На рис. 3.29 и 3.30 приведены кривые сушки зерна в виброгравитационном циркуляционном слое дисперсного теплоносителя для пшеницы «Московская 35» и «Мироновская 808» при различных температурах сушильного агента. Кривые сушки построены по результатам осреднения пяти опытов, проведенных при одинаковых условиях.

Анализ представленных на рис. 3.29 и 3.30 кинетических кривых показывает эффективность применения способа сушки в аппаратах виброгравитационного циркуляционного слоя по сравнению с традиционными конвективными способами, показанными на рис. 3.25 и 3.26.

4. НЕПРЕРЫВНАЯ ВУЛКАНИЗАЦИЯ ИЗДЕЛИЙ В ВИБРОГРАВИТАЦИОННОМ ЦИРКУЛЯЦИОННОМ СЛОЕ

4.1. ВУЛКАНИЗАЦИОННЫЕ АППАРАТЫ ДЛЯ ПРОИЗВОДСТВА ЭКСТРУДИРОВАННЫХ РЕЗИНОВЫХ ИЗДЕЛИЙ

Вулканизатор с псевдооживленной средой имеет большую длину и массу. Разработан ряд вулканизаторов, в которых длинные горизонтальные ванны заменены винтовыми лотками с виброгравитационным циркуляционным слоем.

Аппарат для вулканизации полых заготовок представлен на рис. 4.1. В нагретый нагревателями 6 и заправленный дисперсным теплоносителем 10 винтовой лоток ванны 3 через патрубок 14 и лоток 11 вводят полую заготовку 13 от червячной машины 24.

Включают вибропривод 2 и теплоноситель, а затем заготовка движется вверх по лотку с перфорирован-

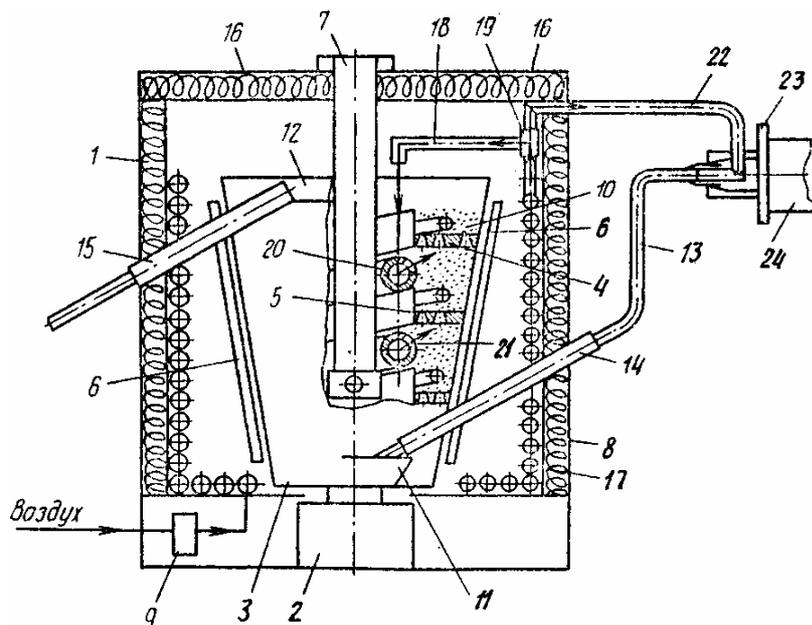


Рис. 4.1. Схема аппарата для вулканизации полых изделий в виброгравитационном циркуляционном слое

ным дном 4 со скоростью, задаваемой частотой и амплитудой колебаний вибропривода. С верхних лотков на нижние через перфорации частицы теплоносителя просыпаются на заготовку, отдавая ей свою теплоту. Пройдя снизу вверх по всем лоткам, готовое изделие поступает через верхний лоток 12 и патрубок 15 на выход.

Одновременно с нагревом ванны и теплоносителя импульсно подают воздух прерывателем потока 9 в теплообменник 8. Воздух нагревается и через тройник 19 часть его поступает через патрубок 18 в трубчатый змеевик 20 и через отверстия 21 направляется на заготовку и на ссыпающиеся частицы теплоносителя пульсирующими струями.

Другая часть нагретого воздуха через выход 22 тройника 19 поступает в полость головки 23 червячной машины, формирующей вулканизуемую заготовку, а оттуда – во внутреннюю полость заготовки, нагревая ее изнутри. Импульсная подача горячего воздуха усиливает прогрев частиц теплоносителя, интенсифицируется нагрев наружной поверхности заготовки и отбор теплоты от стенки винтового лотка.

Существенно снижаются энергозатраты при вулканизации полых заготовок. Интенсификация нагрева уменьшает длину винтового лотка, габаритные размеры ванны и корпуса 1, уменьшает мощность вибропривода. Новизна предложенного технического решения подтверждена авторским свидетельством [23].

Для термообработки длиномерных профильных резиновых изделий разработан аппарат, представленный на рис. 4.2. В нагретую нагревателями 16 и 21 и заправленную теплоносителем 7 ванну 2 через патрубок 22 вводят изделие.

Включают вибропривод 3, и теплоноситель 7 вместе с изделием движутся вверх по винтовому лотку. С верхних лотков на нижние через перфорированное дно 8 теплоноситель 7 ссыпается на изделие. Теплоноситель нагревается наружной стенкой 10 и устройством для дополнительного нагрева от электронагревателей 16. В устройство 16 теплоноситель попадает из лотка 11. Теплоноситель ссыпается на наклонные полки 17 с зазором для пересыпания с верхних полок на нижние, движется вниз, отбирая теплоту от стенок устройства дополнительного нагрева до дна ванны 2, смешивается с менее нагретым теплоносителем и поступает на первый лоток.

Готовое изделие выходит через лоток 25. В аппарате используется разница высот лотка 11 и дна ванны 2 для постепенного пересыпания теплоносителя под собственным весом по наклонным полкам для его дополнительного нагрева. Новизна предложенного технического решения подтверждена авторским свидетельством (А.с. 1748384, В 29 С 35/06).

Предложены различные конструктивные исполнения аппаратов для вулканизации экструдированных изделий в виброгравитационном циркуляционном слое. Основное различие аппаратов в форме ванны.

В аппарате (рис. 4.1, 4.3 и 4.4) ванна коническая. Корпус закрыт сегментными крышками 5 с осями 6 (рис. 4.5). Около внешней стороны стенки 11 по образующей конуса размещены нагреватели 12, а на внутренней стороне – выполнены выступы 13. Перфорация на дне 9 – конусные отверстия с основанием вниз. На стыке стенки 11 с дном 9 есть каналы 15 для прохода теплоносителя 7. В верхней и нижней зонах ванны 2 имеются патрубки 16 и 17 для входа и выхода изделия 18.

Включают вибропривод 3, теплоноситель 7 движется вверх по лотку 8. В нагретую нагревателями 12 ван-

ну 2 через патрубок 16 вводят изделие 18. С верхних лотков 8 через перфорацию 14 частицы теплоносителя 7 просыпаются на изделие 18, отдавая теплоту. Новизна предложенного технического решения подтверждена авторским свидетельством (А.с. 1453787, В 29 С 35/06).

В аппарате (рис. 4.2) ванна цилиндрическая. Частицы теплоносителя поднимаются вверх по лотку и одновременно просыпаются из отверстий «а» на нижний лоток (рис. 4.4 – 4.8). Длинномерное изделие подается через входной лоток корпуса, входной патрубок ванны

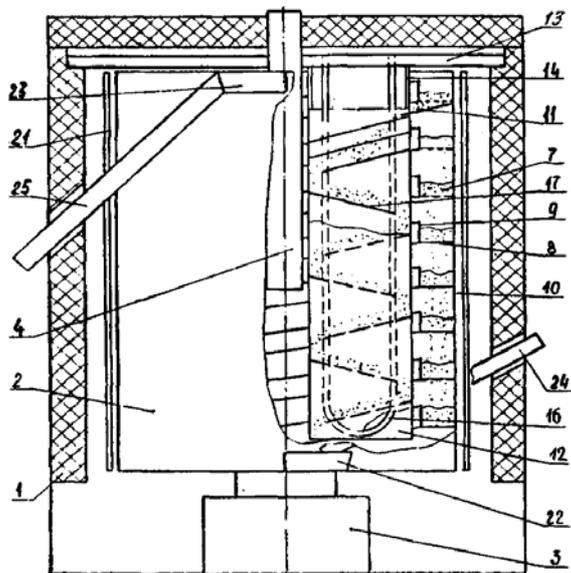


Рис. 4.2. Схема аппарата для вулканизации длинномерных резиновых изделий в виброгравитационном циркуляционном слое

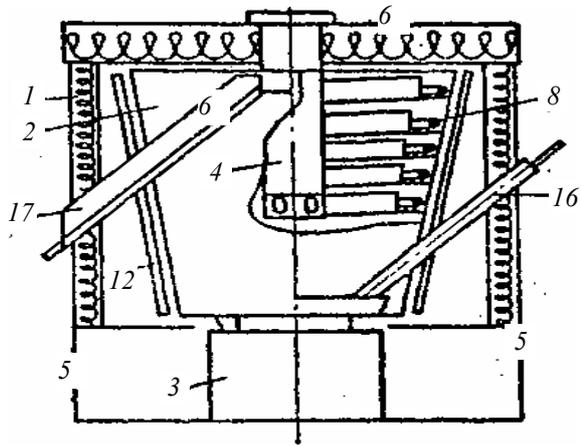


Рис. 4.3. Схема аппарата для вулканизации экструдированных изделий в виброгравитационном циркуляционном слое

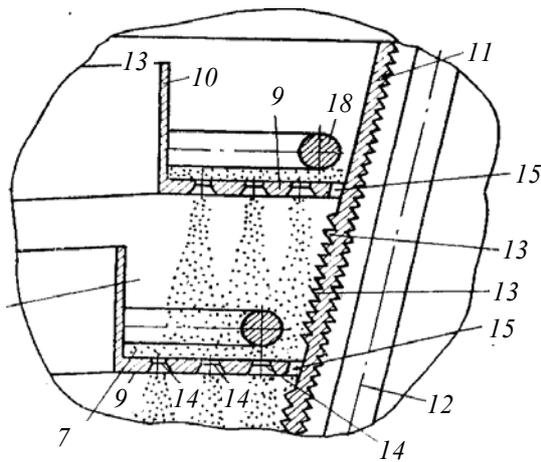


Рис. 4.4. Фрагмент ванны 2 рис. 4.3:
7 – теплоноситель; 9 – дно; 10 и 11 – стенки; 12 – нагреватель;
13 – выступы; 14 – перфорация; 15 – каналы; 18 – изделие

в виброциркуляционный слой теплоносителя, нагретый нагревателями. Нижняя часть изделия погружена в теплоноситель на дне, а верхняя часть осыпается частицами из отверстий «а» вышерасположенных витков, т.е. теплоноситель со всех сторон равномерно по поверхности нагревает изделие.

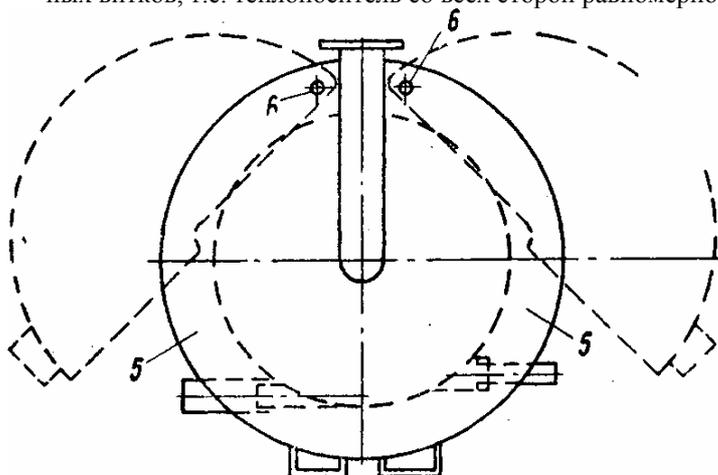


Рис. 4.5. Вид сверху аппарата для вулканизации:
5 – крышки; 6 – оси

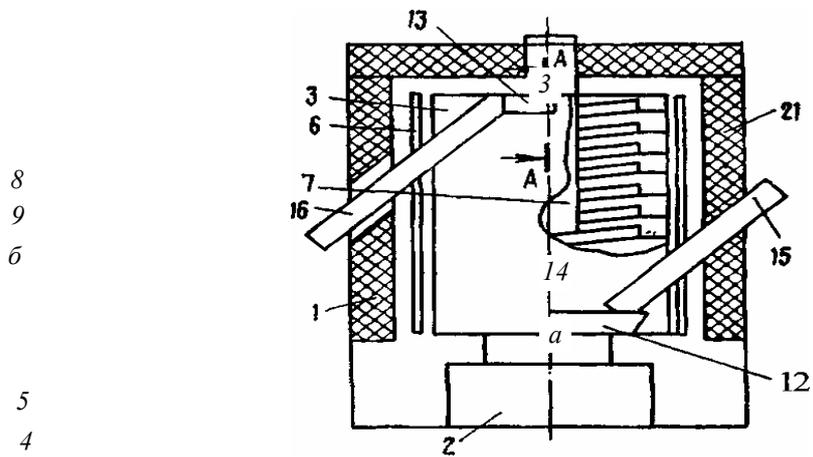


Рис. 4.6. Схема аппарата для вулканизации длинномерных изделий

Частицы теплоносителя, просыпаемые из отверстий «а», на выходе из верхнего лотка попадают на следующий лоток (рис. 4.7), ссыпаются к центру дна ванны и снова попадают на первый лоток.

Направляющие 10 и 11 (рис. 4.8) сталкивают теплоноситель 8 с лотка 9 (рис. 4.7). Наклон входной направляющей обеспечивает проход торца изделия под лотком. При увеличении количества теплоноси-

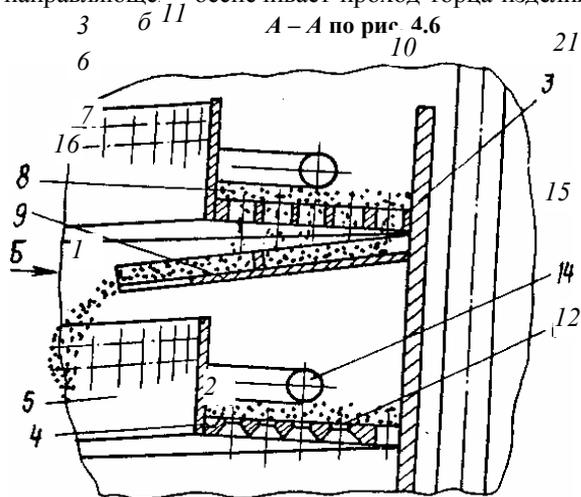


Рис. 4.7. Фрагмент ванны

теля 8

Вид В рис. 4.7

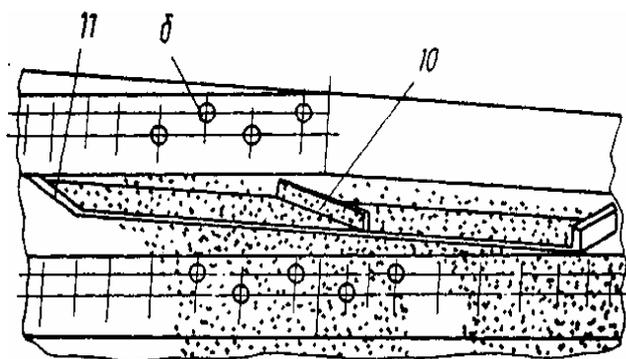


Рис. 4.8. Фрагмент ванны

на витках, чтобы изделие 14 не свалилось за борт 5, излишки теплоносителя удаляются через отверстия «б» (рис. 4.8) в верхней части борта. Так устанавливается максимально допустимый уровень теплоносителя на лотках ванны. Газообразные продукты вулканизации отсасываются через вытяжную трубу (7 на рис. 4.1 или 4 на рис. 4.2). Поворачивающиеся крышки (рис. 4.5) обеспечивают обзор ванны с изделием.

Новизна предложенного технического решения подтверждена авторским свидетельством (А.с. 1545438, В 29 С 35/06).

Ниже приведена техническая характеристика разработанных вулканизаторов с виброгравитационным циркуляционным слоем.

Техническая характеристика вулканизатора ВВЦС-400

Производительность, кг/мин	до 9,5
Вулканизационная среда	Стеклянные шарики
Диаметр частиц, мм	0,4...0,5
Статическая высота слоя частиц, мм	60
Масса частиц, кг	30
Температура вулканизации, °С	250
Точность регулирования температуры, °С	± 2,5
Время вулканизации, мин	2...5
Время выхода на рабочий режим, мин	20
Размеры изделий, мм	от 3 до 25
Путь изделия в слое, м	9,5...12,5
Количество ручьев (потоков) изделий, шт.	от 1 до 9
Расход воздуха, м ³ /час	100
Мощность электронагревателей, кВт	39,6
Мощность вибропривода, кВт	2,1
Габаритные размеры, мм:	
длина	2500
ширина	2500
высота	2100
Масса, кг	1500

Проверку энергетической эффективности разработанных аппаратов проводили на опытно-промышленном аппарате, предназначенном для вулканизации изделий в виброгравитационном циркуляционном слое. В экспериментах использованы резиновые заготовки диаметром 5,5; 6,5; 8,0; 10,0; 12,0 и 15,0 мм соответственно и трубка 14 × 10 мм длиной от 10 до 200 м. Включив вибропривод, устанавливали требуемую скорость виброперемещения. Время выхода холодного виброгравитационного циркуляционного слоя в установившийся режим работы не превышало 20 минут. Затем по КСП 3-П задавали температуру слоя 100, 150, 200 и 250 °С. Блоком БРТ-5 устанавливали ручной или автоматический способ регулирования и включали электронагреватели. На рис. 4.9 показаны кривые достижения слоем заданных температур. Время выхода слоя на заданный режим работы не зависело от температуры и составляло порядка 15...20 мин. Заданная температура слоя автоматически поддерживалась с точностью ± 2,5 °С. Влияние отсоса газа на время

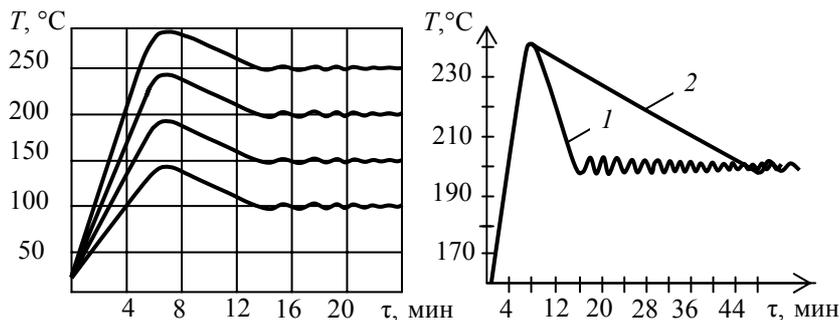


Рис. 4.9. Достижения слоев заданной температуры

Рис. 4.10. Влияние отсоса газа на достижение слоев заданной температуры: 1 – без отсоса; 2 – с отсосом

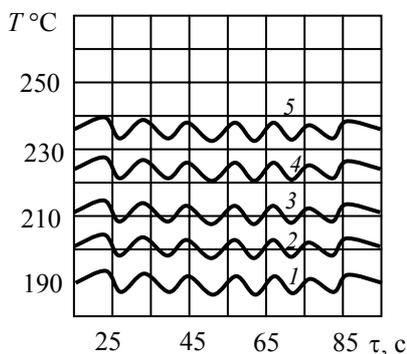


Рис. 4.11. Распределение температуры слоя по лоткам без отсоса при установившемся режиме: 1–5 – номера лотков снизу вверх

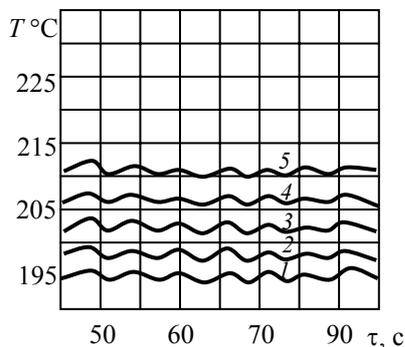


Рис. 4.12. Распределение температуры слоя по лоткам при установившемся режиме с отсосом: 1–5 – номера лотков снизу вверх

достижения слоев заданной температуры нагрева показано на рис. 4.10. Время достижения слоев заданной температуры увеличивалось при отсосе газа (кривая 2), чем без отсоса (кривая 1). Отсос газа влияет и на распределение температур по объему слоя. На рис. 4.11 показана зависимость изменения температуры слоя по лоткам без отсоса газа, а на рис. 4.12 – с отсосом газа. Номера преобразователей соответствуют номерам лотков снизу вверх. Разность температур слоя может достигать до 40...50 °С.

Разная температура по лоткам желательна для «мягкого» режима вулканизации. Отсос газа выравнивает поле температур в виброгравитационном циркуляционном слое, разброс температур становится незначительным, стремящимся в пределе к заданной температуре слоя, величина отсоса газа подбирается с помощью шиберов. Экспериментально определена величина теплового к.п.д. при вулканизации шнуров диаметром $D_T = 15$ мм в виброциркуляционном слое стеклянных шариков $d = 0,8$ мм, равная $\eta_T = 21$ %.

Тепловой к.п.д. опытно-промышленного аппарата существенно выше теплового к.п.д. при вулканизации в псевдооживленном слое (до 5,4 %) и в солях (до 3 % при утилизации солей). Резервы повышения теплового к.п.д. аппарата с виброгравитационным циркуляционным слоем далеко не исчерпаны. Можно осуществлять нагрев аппарата до требуемой температуры при выключенном вентиляторе. При достижении в ванне температуры на 10...20 °С меньше требуемой по регламенту включением вентилятора снижаем пики температур (рис. 4.11 и 4.12).

Для экспериментальной проверки виброгравитационного циркуляционного слоя как вулканизационной среды использовали шнуры диаметром 5,5 и 6,5 мм из резиновой смеси НО-68-1 на основе комбинации бутадиен-нитрильного и хлоропренового каучуков в соотношении 50 : 50 весовых частей. Так как условиями эксперимента не предусматривалось вакуумирование резиновой смеси, то для предотвращения порообразования при вулканизации без давления в смесь вводили 10...12 весовых частей калоксола. Для исключения возможности налипания на изделие частиц теплоносителя в вулканизационную ванну засыпали 2 % антиадгезива (талька) от массы теплоносителя.

Качество вулканизованных шнуров определяли по степени вулканизации, зависящей от густоты пространственной сетки. Испытания образцов проводили с помощью зольгель-анализа и оценивали

степень набухания образца содержанием гель-фракции и количеством свободного каучука. Сравнение результатов анализа проводили с контрольным образцом, вулканизованным в прессе по режиму 143 °С × 30 минут.

В табл. 4.1 приведены условия проведения экспериментов и результаты испытания образцов. Скорость прохождения шнуров через вулканизатор составляла ~ 6 м/мин. Одновременно подавались на вулканизацию пять шнуров. Учитывая важность сохранения геометрических размеров в процессе непрерывного прохождения профиля через вулканизатор, проводили замеры диаметра образца. Линейные замеры шнуров показали, что при вулканизации в виброциркуляционном слое диаметр образцов менялся в пределах ± 0,5 мм, что отвечает требованиям технологического регламента.

4.1. Результаты вулканизации образцов в виброгравитационном циркуляционном слое

Диаметр шнура, мм	Температура вулканизации, °С	Время вулканизации	Твердость, усл. ед.	Степень набухания, %	Свободный каучук	К гель	Плотность геля
Контрольный образец вулканизован в прессе	143	30 мин.	54	304,9	37,3	90,7	2,04
5,5	164...185	1 мин 49 с	54	313,5	34,8	87,0	2,15
6,5	170...190	2 мин 38 с	54	328,7	34,6	86,9	2,25

Для определения возможности вулканизации или подвулканизации внутренней резиновой камеры, используемой в производстве рукавов, была выбрана трубка внутренним диаметром 9,5...10,0 мм и наружным диаметром 15,0 мм из резиновой смеси 129 на основе комбинации нитрильных каучуков с добавлением 12 весовых частей калоксола. Трубку шприцевали на Тамбовском заводе ОАО «ТЗАРТИ». В отличие от шнуров степень вулканизации трубки определяли по комплексу физико-механических показателей.

Для испытаний выбраны следующие физико-механические показатели: предел текучести при разрыве, условное напряжение при удлинении 100 %, относительное и остаточное удлинение и твердость. Температуру вулканизации устанавливали по зонам в пределах 160...230 °С. Количество трубки, вулканизованной в ходе эксперимента, составило ~ 250 м. После вулканизации трубки разрезали вдоль и вырубали из них образцы для определения физико-механических показателей. Длину и диаметр образцов замеряли до и после вулканизации. В табл. 4.2 представлены результаты испытаний.

4.2. Результаты испытаний трубки, вулканизованной в виброгравитационном циркуляционном слое

Время вулканизации	Твердость, усл. ед.	Напряжение при разрыве, кг/см ²	Напряжение при удлинении, кг/см ²	Относительное удлинение, %	Остаточное удлинение, %
Контрольный образец, $\tau_v = 30$ мин	64	90,6	–	274	4
Исследуемая трубка, $\tau_v = 2$	60	88,9	–	250	4

МИН					
-----	--	--	--	--	--

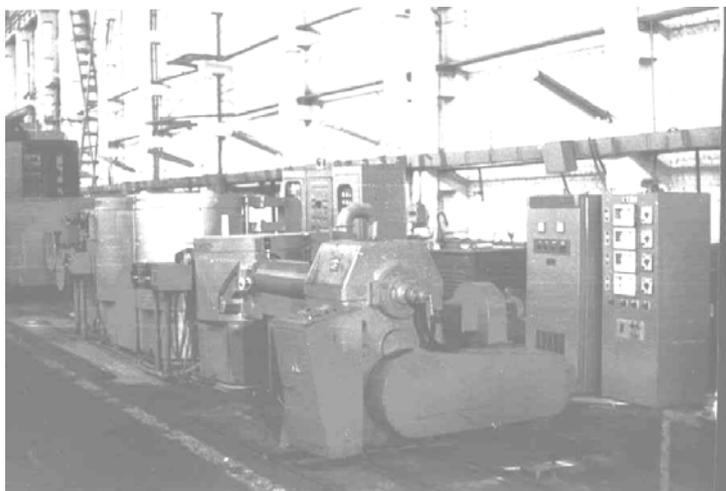
Твердость замеряли в трех точках по периметру трубки, прочностные показатели по пяти образцам, вырубленным по длине трубки. Вулканизованные образцы имели беспористую структуру, овальности не было. Усадка образцов составляла 1,8 %. Трубка имела равномерные прочностные показатели и твердость.

На рис. 4.13 в качестве примера показан общий вид роторной линии для изготовления экструдированных резиновых изделий размером до 25 мм с вулканизацией в виброгравитационном циркуляционном слое (инд. 364.091), разработанной для ОАО «Красный треугольник» (г. Санкт-Петербург).

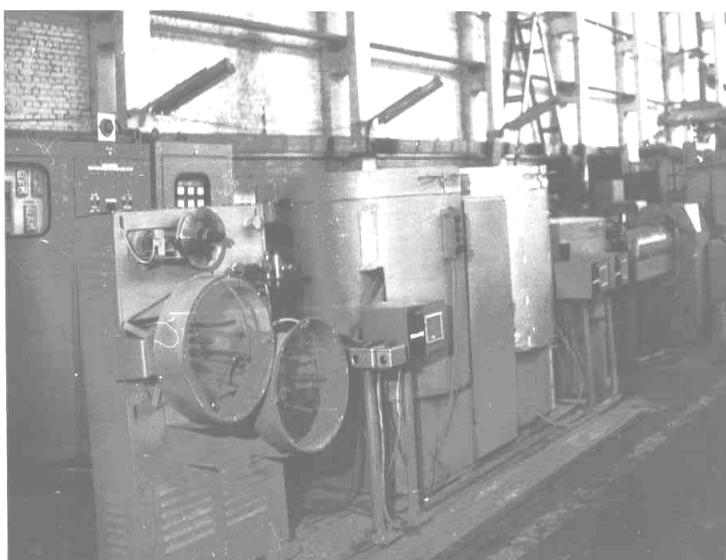
4.2. ВУЛКАНИЗАЦИОННЫЕ АППАРАТЫ ДЛЯ ПРОИЗВОДСТВА ШТУЧНЫХ РЕЗИНОВЫХ ИЗДЕЛИЙ

Традиционно резиновые уплотнительные прокладки изготавливают формованием в прессе, литьем под давлением, вырубкой из вулканизованной резины или нарезкой из шприцовой и вулканизованной трубки.

Потребность по стране вулканизованной пластины только для ниппелей аэрозольных упаковок составляет 90 т в год. По импорту закупает английской вулканизованной пластины до 30 т в год. Из вулканизованной пластины размером 50 × 600 мм можно вырубить 250 ниппелей. Свыше 40 % резины в виде перфорированной ленты идут в безвозвратные отходы. Ниппели, нарезаемые из шприцованных трубок, имеют овальность формы, а процесс изготовления трубок трудоемок и малопроизводителен. Применяемая для прокладок листовая резина по ТУ 38 105873–75 имеет малую точность калибра ($\pm 0,15$), неравномерность по ширине и внешние дефекты в виде небольших вздутий «слезок».



а)



б)

Рис. 4.13. Общий вид линии роторной для изготовления экструдированных резиновых изделий с вулканизацией в виброгравитационном циркуляционном слое:

а – вид справа; б – вид слева

В связи с увеличением выпуска аэрозольных баллонов и дефицитом сырья возникла необходимость создания нового высокопроизводительного оборудования по малоотходной технологии, обеспечивающей требуемое качество изготавливаемых ниппелей. Такое оборудование разработано для изготовления ниппелей аэрозольных упаковок по ТУ 38 105873–75.

Технология их производства следующая. После шприцевания на стендах МЧТ-125 и МЧХ-32 с валково-щелевой головкой полученные ленты из сырой резины (с точностью калибра в пределах $\pm 0,05$ мм) подвергаются вырубке на штампе. Штамп, разработанный с учетом особенностей вырубki заготовок из невулканизированной резины, позволил получить ниппели с конусностью по внутреннему диаметру 0,01 мм, что не превышает допустимую конусность в ниппелях по СТП 10-04–87.

Учитывая, что в технологической схеме изготовления ниппелей вулканизация изделий осуществляется в виброгравитационном циркуляционном слое без избыточного давления при повышенной температуре, то с целью получения монолитных вулканизатов проведена подработка рецептов резиновых смесей. Использовали резиновые смеси А 4/8 на основе каучука СКН-40, наполненного техническим углеродом ПМ-15, и 18-1685 Тульского завода РТИ по ТР 18-293–84 на основе каучука СКН-40СМ, наполненного техническим углеродом ПМ-15 и коллоидным графитом С-1.

Для поглощения влаги и предотвращения порообразования в резиновые смеси вводили пасту кальций-нафт или колаксол в количестве 8–10 массовых частей на 100 массовых частей каучука. Дибутилфталат, активно выделяющий при температуре вулканизации 160 °С значительное количество газообразных веществ, заменили на эфиры – дибутилсебацнат, ЛЗ-7 и ПДЭЛ-4 (в количестве восьми массовых частей вместо десяти массовых частей дибутилфталата).

В рассмотренных выше аппаратах сложно проводить непрерывную вулканизацию мелких штучных изделий при требуемой высокой производительности, поскольку нельзя использовать загрузку мелких штучных изделий сплошным потоком, в котором изделия соприкасаются друг с другом. Попадая в вулканизационную среду (даже с большим содержанием антиадгезива) изделия быстро нагреваются, становятся липкими, не успевая опудриваться по всей поверхности.

В результате некоторая часть изделий слипается друг с другом, что приводит к появлению некондиционных изделий. Чтобы избежать негативных факторов (слипания изделий) приходится штучные изделия подавать поочередно с некоторым интервалом для надежного их опудривания антиадгезивом, содержащимся в вулканизационной среде. Такой процесс опудривания крайне непроизводителен и не исключает возможность появления брака за счет слипания изделий. Для устранения брака предложено дополнительно к вулканизатору подсоединить установку для опудривания антиадгезивом (рис. 4.14).

Ванна 5 имеет винтовой лоток с бортом, перфорированным в верхней части. Конец выходного лотка 16 входит в начало входного лотка 30 вулканизатора. В модернизированной установке под ванной 24 установлен термоизолированный от нее и нагревателей цилиндрический кожух, внутри которого на виброприводе установлена ванна для опудривания, конец лотка опудривания соединен с началом винтового лотка вулканизатора. Дно ванны опудривания эксцентричное с наклоном относительно оси ванны и сужающимся до начала лотка. На наружной стенке ванны для опудривания над эксцентричным дном перед лотком загрузки заготовок установлена наклонная направляющая подачи антиадгезива на дно ванны перед подачей на него заготовок, а после лотка загрузки установлена наклонная направляющая для подачи антиадгезива на заготовки сверху при перемещении их по эксцентричному дну.

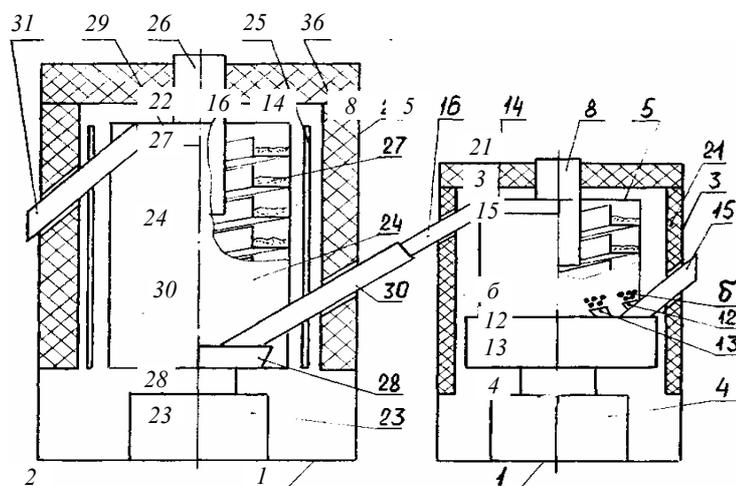


Рис. 4.14. Схема оборудования для термообработки штучных резиновых изделий:

1 – установка для опудривания изделий; 2 – вулканизатор; 3, 22 – обечайки; 4, 23 – виброприводы; 5, 24 – ванны; 12, 13 – пересыпные полки; 14–16, 28–31 – лотки; 21, 36 – изоляция; 8, 26 – вытяжные трубы; 27 – теплоноситель; 25 – нагреватели; 6 – отверстия перетока

Встроенная под вулканизационной ванной на общем виброприводе ванна для опудривания с эксцентричным наклонным сужающимся днищем позволила загружать заготовки непрерывным потоком, которые распределялись равномерно по днищу, опудривались со всех сторон и поступали в вулканизатор.

На конструкцию этого устройства получено положительное решение о выдаче патента на изобретение [142].

Схема технологического процесса изготовления ниппелей для аэрозольных упаковок:

- 1) разогрев и калибрование резиновой смеси;
- 2) охлаждение резиновых полос;
- 3) шприцевание ленты на МЧХ с валково-щелевой головкой;
- 4) усадка и охлаждение ленты до температуры 20...25°;
- 5) вырубка заготовок ниппелей;
- 6) выталкивание ниппелей из ленты;
- 7) транспортировка отходов смеси после вырубки на повторную переработку;
- 8) опудривание заготовок;
- 9) вулканизация ниппелей в виброгравитационном циркуляционном слое;
- 10) упаковка.

Исследование изменений геометрических размеров ниппелей после вулканизации проводили на АО «Лат-бытхим» и Московском заводе бытовой химии. Ниппели после вулканизации контролировали по толщине с помощью толщиномера индикаторного типа ТИ-10-1, измеряли диаметры в четырех взаимно перпендикулярных направлениях (со стороны пуансона) и определяли средний диаметр ниппеля. Усадку ниппелей Y_n после вулканизации рассчитывали для замеренных диаметров по формуле

$$Y_n = \frac{D_1 - D_2}{D_1} 100 \%,$$

где D_1 и D_2 – диаметры ниппелей до и после вулканизации соответственно.

Получено: наружный $D_n = 9,5^{+0,2}_{-0,2}$, внутренний $D_v = 3,2^{+0,05}_{-0,15}$ при толщине $b_n = 1,2^{+0,15}_{-0,15}$. Анализ проведенных испытаний показал, что наружный и внутренний диаметры ниппелей, вырубленных из резиновой смеси 18-1685 дают наиболее стабильные результаты и соответствуют предъявляемым к ниппелям требованиям.

Для определения эксплуатационных свойств ниппелей проведено исследование изменения линейных размеров их при набухании в продукте «Дихлофос». Установлено, что процент набухания ниппелей, изготовленных по разработанной технологии, не превышает требуемых норм по СТП 10-04-87 и соответствует набуханию ниппелей, вырубленных из вулканизированной резины.

Таким образом, проведенные эксперименты подтвердили энергетическую эффективность применения виброгравитационного циркуляционного слоя инертного дисперсного теплоносителя в качестве вулканизационной среды.

Для вулканизаторов с виброгравитационным циркуляционным слоем характерно высокое качество продукции, компактность, возможность непрерывной вулканизации при любом температурном режиме и встраивании вулканизатора в поточные линии, простота, взрыво- и пожаробезопасность, удобство обслуживания. Небольшие габаритные размеры вулканизатора и его масса сократили до минимума теплопотери.

Небольшие затраты энергии на вулканизацию (мощность при пуске ≤ 40 кВт·ч в течение 15...20 минут), обеспечивают высокий тепловой к.п.д.

Только в этих вулканизаторах нет тянущих устройств, деформирующих заготовки. Тепловой кпд опытно-промышленных аппаратов ~ 21 %, что существенно выше к.п.д. при вулканизации в псевдооживленном слое (до 5,4 %) и в солях (до 3 % при утилизации солей). Резервы повышения теплового к.п.д. аппарата с виброгравитационным циркуляционным слоем далеко не исчерпаны.

4.3. ОБОРУДОВАНИЕ ДЛЯ ОХЛАЖДЕНИЯ ИЗДЕЛИЙ

Одним из важных узлов оборудования для термообработки резиновых изделий в псевдооживленных и виброгравитационных циркуляционных средах является устройство для охлаждения изделия после его вулканизации.

В настоящее время для охлаждения резиновых изделий после вулканизации в качестве охлаждающей среды используют воду. При этом после охлаждения в воде изделия обязательно подвергаются сушке горячим воздухом, на что затрачивается дополнительная тепловая энергия.

Для устранения указанных недостатков существующих способов охлаждения резиновых изделий после их вулканизации разработан аппарат, в котором интенсификация теплообмена при охлаждении в псевдооживленной среде происходит за счет создания на выходе из газораспределителя различного профиля скорости газа при его пульсирующей подаче в ванну для охлаждения изделий (рис. 4.16).

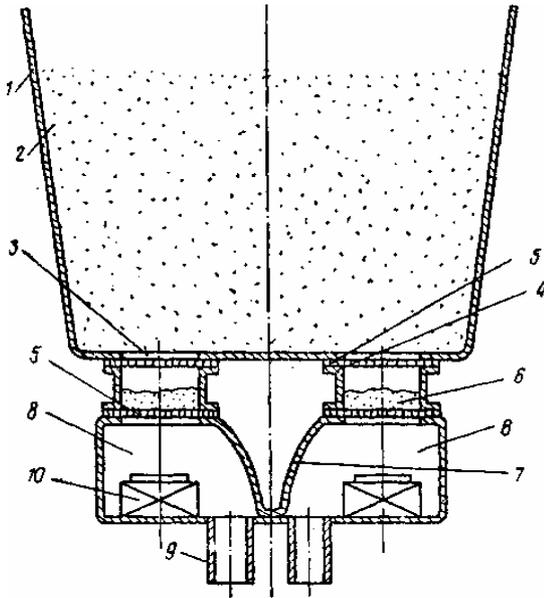


Рис. 4.16. Схема аппарата для охлаждения резинового изделия

Равномерность псевдооживления достигалась посредством использования эффекта шаров Бьеркнесов [143] при организации пульсирующей подачи газа в слой: за счет разной пульсации газа в камерах создавались условия, при которых пузыри газа пульсировали в противофазе, что снижало возможность сближения пузырей и их слияния. Крупных пузырей в слое было мало и псевдооживление приближалось к более однородному, что приводило к улучшению внешнего теплообмена между изделием и псевдооживленным слоем [56]. Ожижающий агент подается через индивидуальные подводы 9 одновременно в каждый короб 8 камеры ввода ожижающего агента, проходит через обтекатель потока 7 и устремляется к газораспределительным блокам 4.

В начальный момент времени воздух фильтруется через слой неподвижных частиц ферромагнитного материала. Гидравлическое сопротивление этого слоя растет с увеличением расходной скорости воздуха. При скорости воздуха, соответствующей критической скорости для данного материала, ферромагнитные частицы переходят в псевдооживленное состояние.

Гидравлическое сопротивление блока стабилизируется и не зависит от увеличения расходной скорости воздуха. Благодаря наличию сверху и снизу сеток 5, ограничивающих полые блоки, унос частиц исключен. Пройдя полые блоки, воздух попадает в вулканизационную ванну 1 и псевдооживляет частицы теплоносителя 2.

С изменением расхода воздуха и температуры нарушается равномерность выхода воздуха из решеток по длине ванны. Регулируя напряженность магнитного поля посредством силы тока, проходящего через электромагниты 10, подаваемого с пульта управления (на рис. 7.20 пульт управления условно не показан), осуществляется различное (необходимое) газораспределение по длине ванны.

При подаче электрического тока создается электромагнитное поле, воздействующее на ферромагнитные частицы, которые притягиваются к сетке, уменьшая при этом зазор между частицами и тем самым изменяя гидравлическое сопротивление полых блоков. Воздух равномерно выходит из решетки по длине ванны. Предварительное регулирование равномерности газораспределения по длине ванны осуществляется путем изменения расхода воздуха, проходящего через индивидуальные подводы ожижающего агента 6 соответствующих коробов 8.

Такая конструкция газораспределителя позволяет регулировать распределение ожижающего агента по всей длине и площади поперечного сечения устройства для охлаждения. Устраняются застойные зоны и обеспечивается требуемое по технологии поле температур по всей длине ванны, появляется возможность воздействовать непосредственно на такие параметры псевдооживленной среды, как расширение, вязкость и в конечном итоге на внешний и межфазный теплообмен. Последнее является особо важным не только при вулканизации или охлаждении резиновых изделий, но и при проведении ряда других технологических процессов, позволяющих применить данный газораспределитель во многих отраслях промышленности и в сельском хозяйстве для процессов тепло- и массопереноса, протекающих в гетерогенных системах.

Таким образом, изменяя расходную скорость воздуха и варьируя напряженностью магнитного поля, можно добиться равномерного газораспределения по всей длине вулканизационной ванны. Это дает возможность уменьшить энергозатраты на псевдооживление и нагрев воздуха примерно до 15 % при существенном увеличении качества резиновых длинномерных изделий. Оригинальность предложенного технического решения подтверждена авторским свидетельством (А.с. 1095981 RU, В 01 J 8/24).

4.4. МЕТОДИКА РАСЧЕТОВ АППАРАТОВ ДЛЯ ВУЛКАНИЗАЦИИ

Одной из важнейших задач совершенствования вулканизационного оборудования является снижение затрат тепловой энергии на проведение процесса вулканизации резиновых изделий. От выбора рационального режима технологического процесса непосредственно зависит качество продукции и затраты теплоты на его осуществление. Скорость нагрева и вулканизации резиновых изделий определяет габаритные размеры аппарата и его стоимость.

Проведенные исследования и их анализ позволили выявить, что качественное порообразование резиновых изделий обычно происходит до наступления момента подвулканизации их наружной поверхности. Использование резиновых смесей с малым плато вулканизации может привести к перевулканизации поверхностных слоев изделия за время завершения порообразования (структурирования) его центральной части.

Для пористых длинномерных изделий вулканизация в псевдоожоженном слое становится невозможной из-за перевулканизации поверхностных слоев вследствие равномерной температуры слоя по длине вулканизатора. Это особенно относится к резиновым изделиям в виде шнуров с размерами $D_n > 15$ мм. Для качественной вулканизации таких изделий нужно, чтобы температура псевдоожоженного слоя по длине аппарата нарастала не сразу, а постепенно.

Применение аппаратов для вулканизации изделий в дисперсных средах требует либо корректировки рецептуры резиновой смеси, либо увеличения длины ванны аппарата при невысокой температуре вулканизации, либо изменения (возрастания) температуры по длине вулканизационной ванны.

Поэтому в аппаратах с псевдоожоженными и виброгравитационными циркуляционными средами термообработываются изделия из резиновых смесей с высоким плато вулканизации, имеющих короткий период полураспада при температурах 200...250 °С и обеспечивающих быструю (время структурирования $\tau_b \sim 1...3$ минуты) вулканизацию резиновых изделий. Высокотемпературная и высокоскоростная вулканизация требует, чтобы промежуточный теплоноситель (вулканизационная среда) омывал резиновое изделие равномерно по его поверхности.

Таким образом, для вулканизации резиновых изделий в дисперсных средах наиболее предпочтительны аппараты, в которых температура вулканизационной среды нарастает постепенно по мере движения резинового изделия по длине ванны, а вулканизационная среда равномерно и достаточно интенсивно омывает наружную поверхность этого изделия. Для предотвращения возможной перевулканизации резиновых изделий после выхода из аппарата они поступают в ванну охлаждения.

Большое разнообразие типов вулканизационного оборудования и способов осуществления вулканизации резиновых изделий требует индивидуального подхода к выбору конструкции аппарата и разработке методики его расчета. Разработана общая схема алгоритма расчета аппаратов для вулканизации резиновых изделий в дисперсных средах.

При проектировании аппаратов для вулканизации длинномерных резиновых изделий в дисперсном слое промежуточного теплоносителя предлагается следующая методика расчета (на примере вулканизации уплотнителя в форме шнура наружным диаметром D_T).

1. Выбор типа аппарата: в зависимости от номенклатуры и поперечных размеров резиновых изделий принимаем непрерывную вулканизацию в псевдоожоженной среде (при D_T от 3,5 до 40 мм) или в виброгравитационном циркуляционном слое (при D_T от 3 до 25 мм).

2. Определение основных (геометрических и физических) параметров слоя частиц промежуточного теплоносителя. В качестве частиц промежуточного теплоносителя целесообразно использовать сферические частицы, например, стеклянные шарики. Величина порозности статического слоя монодисперсных сферических частиц $\epsilon_0 = 0,38...0,42$. Принимаем $\epsilon_0 = 0,4$. Плотность частиц $\rho_{\text{ч}} = 2570$ кг/м³.

Эквивалентный диаметр монодисперсных частиц

$$d = \sqrt{d_1 d_2}, \quad (4.1)$$

где d_1 и d_2 – размеры ячеек смежных сит.

3. Определяем среднюю скорость перемещения длинномерных резиновых изделий в виброгравитационном циркуляционном слое по формуле

$$U_T \approx 0,477 A_{\text{лт}} \omega_{\text{лт}} \cos \beta \left(\rho_T L_n D_T^2 \right)^{-0,63} \sqrt{1 - \frac{\cos^2 \alpha_{\text{лт}}}{\lambda_{\text{лт}}^2 \sin^2 \beta}}. \quad (4.2)$$

С учетом выражения для скорости перемещения изделий находим производительность вулканизатора по формуле

$$G_T = 0,374 A_{\text{лт}} \omega_{\text{лт}} \cos \beta \rho_T^{0,37} D_T^{1,37} L_n^{-0,63} \sqrt{1 - \frac{\cos^2 \alpha_{\text{лт}}}{\lambda_{\text{лт}}^2 \sin^2 \beta}}. \quad (4.3)$$

4. Расчет времени прогрева изделия. Поскольку длина шнура L_T значительно больше его диаметра D_T , т.е. $L_T/D_T \gg 1$, то шнур можно считать неограниченным цилиндром, у которого длина бесконечно велика по сравнению с диаметром. Такой шнур представляем как неограниченный цилиндр радиуса r_0 , который отбирает теп-

ло от слоя через боковую поверхность. Считаем, что задано радиальное распределение температуры в виде некоторой функции $T(r, 0) = f(r)$. Предполагаем, что изотермы представляют собой коаксиальные цилиндрические поверхности, т.е. температура шнура зависит только от времени и радиуса (симметричная задача [101]). В начальный момент времени шнур помещаем в слой с постоянной температурой $T_{\text{сл}} > T(r, 0)$. Коэффициент теплоотдачи во всех точках поверхности шнура одинаков и остается неизменным на протяжении всего периода нагрева. Температурное поле вулканизуемого шнура в предположении изотропности его теплофизических свойств и отсутствии в нем внутренних источников теплоты рассчитываем по уравнению теплопроводности [101]

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = a \left(\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 T}{\partial \varphi^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right). \quad (4.4)$$

Совмещаем ось Oz с осью шнура. При заданных условиях температура изменяется только в радиальном направлении и температурное поле будет одномерным. Поэтому $\frac{\partial T}{\partial z} = 0$ и $\frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = 0$. Поскольку изотермические поверхности являются цилиндрическими, имеющими общую ось со шнуром, то температура не должна изменяться также вдоль φ , т.е. $\frac{\partial T}{\partial \varphi} = 0$ и $\frac{\partial^2 T}{\partial \varphi^2} = 0$. Тогда получим

$$\frac{\partial T(r, \tau)}{\partial \tau} = a \left(\frac{\partial^2 T(r, \tau)}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T(r, \tau)}{\partial r} \right). \quad (4.5)$$

Задаем граничные и начальные условия:

- при $\tau = 0$ и $0 \leq r \leq r_0$: $T(r, 0) = f(r)$;
- при $\tau > 0$ и $r = 0$: $\frac{\partial T(0, \tau)}{\partial r} \neq \infty$ и $T(0, \tau) \neq \infty$;
- при $\tau > 0$ и $r = r_0$: $\frac{\partial T(r_0, \tau)}{\partial r} = -\frac{\alpha}{\lambda} (T_{\text{сл}} - T(r_0, \tau))$.

Сформулированную задачу решим с помощью разделения переменных, полагая $\vartheta(r, \tau) = T_{\text{сл}} - T(r, \tau)$. Решение имеет вид [101]:

$$\theta = \frac{T(r, \tau) - T_0}{T_{\text{сл}} - T_0} = 1 - \sum_{n=1}^{\infty} A_n I_0 \left(\mu_n \frac{r}{r_0} \right) \exp(-\mu_n^2 Fo), \quad (4.6)$$

где A_n – постоянные коэффициенты, зависящие от критерия Био $A_n = \frac{2Bi}{((Bi+1)I_1(\mu_n) + \mu_n I_1'(\mu_n))\mu_n}$. Для определения коэффициентов A_n нужно определить критерий Био $Bi = \frac{\alpha \delta}{\lambda}$, где δ – определяющий размер ($\delta = r_0$).

При использовании виброгравитационной циркуляционной среды коэффициенты теплоотдачи рассчитываем по формуле

$$Nu = 9,72 \lambda_y^{0,424} Ga^{0,176} \left(\frac{b_{\text{лг}}}{D_{\text{т}}} \right)^{-0,379} \left(\frac{H_0}{d} \right)^{-0,863} \left(\frac{L_{\text{т}}}{d} \right)^{0,261} \left(\frac{\rho_{\text{т}}}{\rho_{\text{сл}}} \right)^{0,205} \left(\frac{d_{\text{лг}}}{d} \right)^{0,54}. \quad (4.7)$$

Нашли критерий Био (в рассматриваемом случае $Bi \leq 5$). Для найденного значения критерия Био процесс нагрева шнура зависит как от скорости переноса тепла внутри шнура, так и от интенсивности теплообмена с псевдооживленной средой. Постоянные характеристические числа μ_n зависят от критерия Био, а следовательно, и от радиуса шнура. Поэтому скорость нагрева шнура будет обратно пропорциональна n -ой степени радиуса шнура (так как на основании неравенства $\mu_1 < \mu_2 < \mu_3 < \dots < \mu_n < \dots$ с увеличением μ_n быстро уменьшается величина экспоненциальной функции $\exp(-\mu_n^2 Fo)$). Если исключить из рассмотрения малые значения Fo , то можно ограничиться одним членом ряда, а остальными можно пренебречь. Тогда искомое решение окончательно примет вид

$$\theta = 1 - A_1 I_0 \left(\mu_1 \frac{r}{r_0} \right) \exp(-\mu_1^2 Fo). \quad (4.8)$$

Поскольку непрерывная вулканизация длинномерных резинотехнических изделий экономически целесообразна при температуре среды в диапазоне $170 \dots 250$ °С (в этих условиях время структурирования быстро вулканизирующихся изделий соизмеримо со временем их прогресса), то принимаем температуру слоя $T_{\text{сл}} = 250$ °С, а начальную температуру шнура $T_0 = 20$ °С.

Для определения времени τ_n , необходимого для нагрева шнура, считаем законченным нагрев при достижении температуры на оси шнура $T_{r=0} = 200$ °С. Значение членов уравнения, входящих в решение задачи, находим по соответствующим графикам [142]. Значение коэффициента теплопроводности для шнура находим по

[143]. В итоге для найденных значений Фурье и коэффициента температуропроводности окончательно находим время нагрева шнура по формуле

$$\tau_n = \frac{Fo r_0^2}{a}. \quad (4.9)$$

которое, например, при $r_0 = 5$ мм составляет $\sim 2,0$ минут.

5. Определение времени пребывания шнура в вулканизаторе $\tau_{об}$.

$$\tau_{об} = \tau_n + \tau_b, \quad (4.10)$$

где τ_b – время, необходимое для структурирования (вулканизации) шнура (задано технологическим регламентом в зависимости от типа и марки резиновой смеси, из которой изготовлено изделие). В зависимости от наружного диаметра вулканизуемых резиновых изделий (от 3...5 до 40 мм) общее время их пребывания в вулканизационной среде составит 2...5 минут.

6. Определение габаритных размеров вулканизационной ванны аппарата.

Одними из основных факторов, влияющих на интенсивность теплопереноса в виброгравитационном циркуляционном слое, являются отношения $\bar{H}_{сл} / D_T$ и $D_T / b_{лп}$. Оптимальные отношения этих величин (определены экспериментально) составили

$$\frac{\bar{H}_{сл}}{D_T} \geq 3 \text{ и } \frac{D_T}{b_{лп}} \geq \frac{1}{3}. \quad (4.11)$$

7. Высоту расширения виброгравитационного циркуляционного слоя находим по формуле

$$H_{сл} = H_0(1 - \varepsilon_0) / (1 - \varepsilon_{сл}), \quad (4.12)$$

где порозность $\varepsilon_{сл}$ определяем по формуле

$$\frac{\varepsilon_{сл} - \varepsilon_0}{1 - \varepsilon_0} = 0,00743 \left(\frac{d_{л}}{d} \right)^{-0,105} \left(\frac{A_{л} \omega_{л}^2 \sin \beta}{g \cos \alpha} \right)^{0,117} \left(\frac{L_{л} H_0}{b_{л}^2} \right)^{0,125} \left(\frac{b_{л}}{d} \right)^{-0,01}. \quad (4.13)$$

8. Составление теплового баланса вулканизатора.

При установившемся температурном режиме аппарата общий расход тепла $Q_{об}$ (или тепловая нагрузка нагревателей), затраченный на вулканизацию резиновых изделий, включает

$$Q_{об} = Q_1 + Q_2 + Q_3, \quad (4.14)$$

где Q_1 – количество теплоты, воспринятой шнуром в процессе нагрева и вулканизации; Q_2 – потери тепла в окружающую среду от нагретых поверхностей; Q_3 – потери тепла с отсасываемым воздухом и газообразными продуктами вулканизации в окружающую среду.

Определим количество теплоты, воспринятой шнуром в процессе нагрева за промежуток времени от $\tau = 0$ до $\tau = \tau_n$. Для этого находим среднюю температуру шнура по формуле [101]:

$$\bar{T} = \frac{2}{r_0^2} \int_0^{r_0} r T(r, \tau) dr. \quad (4.15)$$

Вместо решения $T(r, \tau)$ подставляем соответствующее выражение из решения (4.6). Получим

$$\bar{\Theta} = \frac{\bar{T}(r) - T_0}{T_{сл} - T_0} = 1 - \sum_{n=1}^{\infty} B_n \exp(-\mu_n^2 Fo), \quad (4.16)$$

где B_n – коэффициенты, зависящие от критерия Био:

$$B_n = \frac{4Bi^2}{\mu_n^2 (\mu_n^2 + Bi^2)}.$$

Ряд (4.16) быстро сходится [101], поэтому для нашего значения Fo практически можно ограничиться одним (первым) членом ряда. Тогда

$$\bar{\Theta} = \frac{\bar{T}(r) - T_0}{T_{сл} - T_0} = 1 - \frac{4Bi^2}{\mu_1^2 (\mu_1^2 + Bi^2)} \exp(-\mu_1^2 Fo), \quad (4.17)$$

откуда находим

$$\bar{T} = \bar{\Theta}(T_{сл} - T_0) + T_0. \quad (4.18)$$

Находим количество теплоты Q_1 , воспринятой шнуром в процессе нагрева за промежуток времени от $\tau = 0$ до $\tau = \tau_n$,

$$Q_1 = U_T \rho_p F_T c_p (\bar{T} - T_0) \tau_H, \quad (4.19)$$

где ρ_p – плотность резинового шнура, $\rho_p = 1200 \text{ кг/м}^3$; c_p – удельная теплоемкость резинового шнура, $c_p = 1380 \text{ Дж/кг}\cdot\text{град}$; F_T – площадь поперечного сечения шнура, $F_T = 0,785 D_T^2$, м^2 .

При установившемся тепловом режиме аппарата количество тепла, необходимое для нагрева изделия, равно

$$Q_1 = m_T c_p (T_{\text{ст}} - T_0), \quad (4.20)$$

где m_T – масса резинового изделия, находящегося в аппарате.

Величина Q_1 определяет полезные затраты тепла, относительное значение $Q_1/Q_{\text{об}}$ – определяет величину теплового коэффициента полезного действия аппарата, т.е. $\eta_T = Q_1/Q_{\text{об}}$, характеризующего энергетическую эффективность вулканизационного оборудования.

Величина Q_2 определяется по формуле

$$Q_2 = \alpha_n F_a (T_{\text{ст}} - T_B), \quad (4.21)$$

где α_n – общий коэффициент теплоотдачи конвекцией и лучеиспусканием; F_a – нагретая наружная поверхность аппарата; $T_{\text{ст}}$ – температура наружной поверхности аппарата; T_B – температура окружающего аппарат воздуха.

При $T_{\text{ст}} \leq 150 \text{ }^\circ\text{C}$ в закрытом помещении имеем [129]

$$\alpha_n = 9,74 + 0,07(T_{\text{ст}} - T_B). \quad (4.22)$$

Потери Q_3 определяем по формуле

$$Q_3 = m_B c_B (T_H - T_B), \quad (4.23)$$

где m_B – масса выбрасываемых газообразных выделений продуктов вулканизации; c_B – удельная теплоемкость выбрасываемых выделений; T_H – температура выделений на выходе из вентилятора; T_B – температура подсаемого воздуха.

При вводе аппарата в установившийся режим работы общий расход тепла

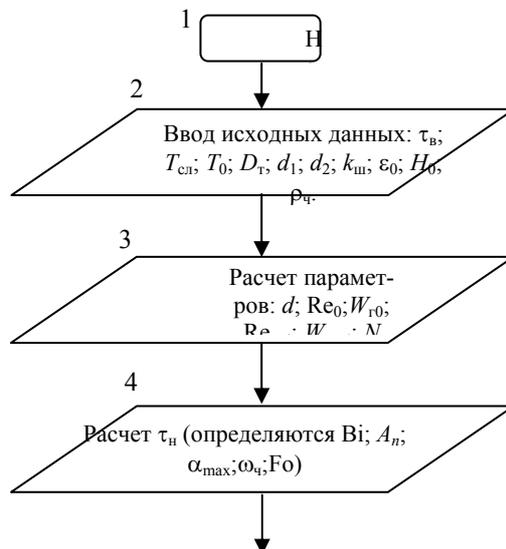
$$Q_{\text{об}} = Q_1 + Q_2 + Q_3 + Q_4, \quad (4.24)$$

где Q_4 – дополнительный расход тепла, затрачиваемый на нагрев металлических деталей аппарата. Величина Q_4 определяется по формуле

$$Q_4 = m_a c_a (T_{\text{ак}} - T_{\text{ан}}), \quad (4.25)$$

где m_a – масса нагреваемых узлов и деталей аппарата; c_a – среднеобъемная удельная теплоемкость нагреваемых узлов и деталей аппарата; $T_{\text{ак}}$ – среднеобъемная конечная температура нагреваемых узлов и деталей аппарата; $T_{\text{ан}}$ – начальная температура узлов и деталей аппарата.

К основным теплотехническим факторам, влияющим на качество изделий, вулканизуемых непрерывным способом, в первую очередь можно отнести разброс температуры по сечению аппарата и стабильность коэффициента теплоотдачи в этом же сечении. Особое значение придается системе нагрева, регулирования и автоматического поддержания температуры псевдооживленной среды, которая позволяет создавать переменные температуры в зонах по длине вулканизатора.



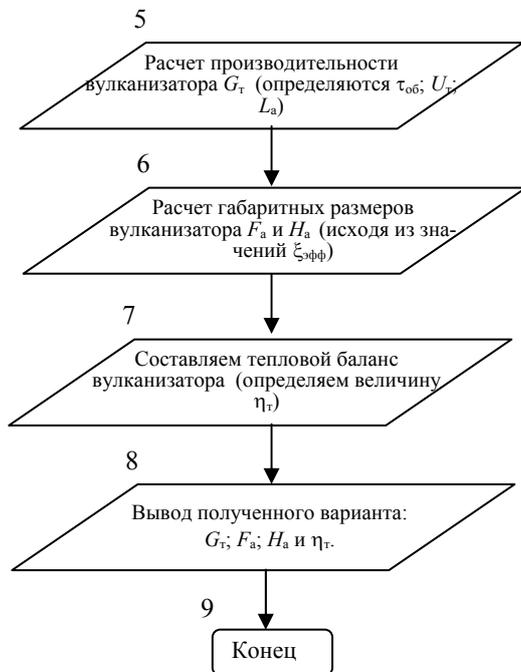


Рис. 4.15. Блок-схема алгоритма методики расчета конструктивных размеров и технологических режимов процесса вулканизации резино-

Среда дополнительно подогревается ~~выявленными~~ в нее нагревателями, которые одновременно служат для регулирования по зонам температуры среды. Причем, первые 3 м изделия выдерживают при более низкой температуре, а последние 7 м – при повышенной температуре. Такой мягкий режим вулканизации предупреждает образование локального скопления газообразных продуктов в резиновом изделии, улучшая его качество.

При термообработке длинномерных резиновых изделий в непрерывных вулканизаторах большое значение имеет автоматическое поддержание оптимальных реологических условий. При перемещении изделия через обладающий определенными вязкостными характеристиками слой в начальный момент термообработки происходит изменение геометрических размеров обрабатываемого изделия (его вытяжка и связанное с этим изменение диаметра) вследствие силового воздействия слоя на поверхность изделия.

Величина вытяжки зависит от скорости перемещения изделия U_T , диаметра изделия D_T и эффективной вязкости слоя $\mu_{сл}$, определяющейся такими его параметрами как эквивалентный диаметр частиц d .

Блок-схема алгоритма вышерассмотренной методики расчета конструктивных размеров и технологических режимов процесса вулканизации резиновых изделий приведена на рис. 4.15.

В блоке 2 (рис. 4.15) вводятся исходные данные (τ_b ; $T_{сл}$; T_0 ; D_T ; d_1 ; d_2 ; $k_{ш}$; ϵ_0 ; H_0 ; $\rho_ч$).

В блоке 3 производится расчет основных параметров слоя (d ; Re_0 ; $W_{го}$; Re_{opt} ; $W_{гоpt}$; N).

В блоке 4 производится расчет времени прогрева изделия (решается уравнение с граничными и начальными условиями; находятся: коэффициенты A_n , величины α_{max} , $\omega_ч$, критерии Bi и Fo).

В блоке 5 производится расчет производительности вулканизатора (определяются время пребывания изделия в вулканизационной ванне $\tau_{об}$ и скорость перемещения изделия U_T при оптимальной длине ванны L_a).

В блоке 6 определяются габаритные размеры вулканизатора F_a и H_a (исходя из значений $\xi_{эфф}$).

В блоке 7 находятся составляющие теплового баланса вулканизатора (производится расчет величин $Q_{об}$, Q_1 , Q_2 , Q_3 , Q_4 и находится величина η_T).

Вывод полученного варианта G_T , F_a , H_a и η_T производится в блоке 8. Для реализации поставленной задачи был использован блочный метод построения программы для ПК.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Проанализирована возможность использования псевдооживленной среды и виброгравитационного циркуляционного слоя в качестве промежуточного теплоносителя при термообработке стальных изделий и вулканизации резиновых заготовок.

Выявлены основные факторы, препятствующие массовому практическому внедрению технологий с использованием псевдооживленного слоя: неравномерное распределение локальных коэффициентов теплоотдачи по поверхности термообрабатываемых изделий и невозможность существующими способами задавать и вы-

держивать требуемый темп нагрева (охлаждения) в любой зоне поверхности изделия. Разработаны способы интенсификации внешнего теплообмена при термообработке стальных изделий в псевдооживленном слое. При соответствующем выборе оживаемого материала и режима псевдооживления, наряду с внедрением разработанных нами методов управления гидродинамикой псевдооживленного слоя и интенсификации внешнего теплообмена, могут быть получены практически любые температурные интервалы термической обработки. Применение предлагаемых методов позволяет регулировать условия теплообмена на поверхности термообрабатываемых изделий и, как следствие, обеспечивает получение требуемых механических свойств стали и сплавов при допустимых внутренних напряжениях. Показано, что в псевдооживленном слое может производиться своеобразная «изотермическая» обработка, однако по сравнению с изотермической закалкой в высокотемпературных соляных ваннах (550...400 °С), где скорость охлаждения равна 18...35 град/с, в псевдооживленном слое может быть в два раза и более увеличена скорость охлаждения (60 град/с), а значит и прокаливаемость. Быстрое охлаждение при температурах минимальной устойчивости аустенита и замедленное охлаждение при температурах мартенситного превращения делают предлагаемые способы закалки весьма перспективными для термической обработки металлов и сплавов. К основным преимуществам псевдооживленного слоя как закалочной среды по сравнению с традиционными средами относятся: продолжительный срок службы; неизменность охлаждающей способности со временем; регулируемость скорости охлаждения, позволяющая автоматизировать процесс термообработки; возможность свободного перемещения изделий в ванне с псевдооживленным слоем вследствие небольшой его вязкости; резкое сокращение затрат на охлаждение; качество термообработанных изделий гораздо выше, чем при закалке в традиционных средах; отсутствие негативного воздействия на окружающую среду при работе.

Дальнейшее развитие техники псевдооживления применительно к термообработке стальных изделий непосредственно связано с использованием биотоплива вместо дизельного топлива при нагреве стальных изделий в псевдооживленном слое. Доказана перспективность использования биотоплива с точки зрения экологичности процессов сгорания топлива в псевдооживленном слое. Результаты исследований позволили накопить данные по теплообмену в псевдооживленном слое с погруженными в него телами и вплотную подойти к моделированию и расчету этого процесса с учетом структурно-гидродинамических параметров, имеющих место у теплообменной поверхности, обтекаемой псевдооживленной средой, и к созданию конкурентоспособных аппаратов.

Вулканизация в псевдооживленной среде имеет большие резервы для модернизации. Возможно совершенствование системы утилизации отработанного воздуха (целесообразно его повторное применение); за счет уменьшения размера частиц можно снизить расход воздуха и уменьшить энергозатраты; улучшение системы нагрева среды (применение только подогревателей в ванне).

Наиболее перспективными направлениями дальнейшего усовершенствования оборудования для термообработки резиновых изделий является переход от использования отдельных аппаратов и машин, в том числе оснащенных программным управлением, к внедрению гибкой (переналаживаемой) автоматизированной линии. При этом технологическое оборудование расположено в принятой последовательности технологических операций, объединено единой автоматизированной транспортно-складской системой и оснащено автооператорами и специализированными манипуляторами.

Установлено, что псевдооживленный слой наиболее эффективен при использовании его в качестве промежуточного теплоносителя при нагреве или охлаждении, однако он менее эффективен при проведении процессов массопереноса. Для устранения этих недостатков псевдооживленного слоя авторами впервые предложена принципиально новая среда – виброгравитационный циркуляционный слой мелкозернистого теплоносителя. Создание экономичных способов термообработки, методов расчета процессов, совершенствование аппаратного оформления и разработка оборудования для непрерывной термообработки изделий в псевдооживленных и виброгравитационных циркуляционных средах являются основой практического использования техники псевдооживления и циркуляционного слоя в различных химико-технологических процессах, весьма актуальны и решают одну из важнейших проблем интенсификации теплопереноса в системе с твердой фазой, приводят не только к улучшению условий внешнего теплообмена и выравниванию локальных коэффициентов теплоотдачи по поверхности термообрабатываемых изделий, но и формируют предпосылки для эффективного управления и автоматизации рассматриваемых процессов. Научно обоснованные конструктивно-технологические схемы, разработанные методы расчета процессов и усовершенствования оборудования для непрерывной термообработки изделий в псевдооживленных и циркуляционных средах, позволяющие улучшить качество термообрабатываемых изделий, снизить габариты и металлоемкость оборудования при осуществлении непрерывных процессов вулканизации, сушки и закалки, получили широкое внедрение в практику.

Экспериментальные исследования, результаты математического и физического моделирования, разработанные комбинированные способы интенсификации внешнего теплообмена в дисперсных средах, а также анализ работы существующих вулканизаторов позволили решить основные задачи работы:

- разработать прогрессивные технологические процессы непрерывной вулканизации резиновых изделий;
- разработать научно обоснованные методы расчетов этих процессов;

- усовершенствовать оборудование для непрерывной вулканизации изделий в псевдооживленных средах;
- создать конкурентоспособное оборудование для вулканизации изделий в псевдооживленных и виброгравитационных циркуляционных средах.

Разработанная методика расчета аппаратов для вулканизации изделий в псевдооживленных и виброгравитационных циркуляционных средах на базе оптимальных значений скорости газа, максимальных коэффициентов теплообмена и оптимального значения коэффициента эффективности псевдооживленной среды позволила создавать энергетически эффективное оборудование для термообработки изделий в дисперсных средах со сниженными габаритами и металлоемкостью.

Разработанные аппараты для непрерывной вулканизации рукавов в псевдооживленной среде и штучных резиновых изделий в виброгравитационном циркуляционном слое позволили осуществить производство этих изделий на автоматических и роторно-конвейерных линиях в непрерывном режиме работы.

Проведенное экспериментальное исследование опытно-промышленных аппаратов для вулканизации резиновых изделий подтвердили эффективность применения виброгравитационного циркуляционного слоя инертного дисперсного теплоносителя в качестве вулканизационной среды по сравнению с известными вулканизационными средами.

Созданное оборудование для непрерывной термообработки резиновых изделий в псевдооживленных и виброгравитационных циркуляционных средах, позволяющее существенно улучшить качество термообрабатываемых изделий, получили широкое внедрение в практику.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Техника и технологии псевдооживления: гидродинамика и теплообмен с погруженными телами / С.И. Дворецкий, В.Н. Королев, С.А. Нагорнов, В.П. Таров. Тамбов: Изд-во Тамб. гос. техн. ун-та, 2005. 168 с.
2. Натапов Б.С. Термическая обработка металлов. Киев: Вища школа, 1980. 288 с.
3. Кащенко Г.А. Основы металловедения. М.-Л.: Машгиз, 1959. 395 с.
4. Лахтин Ю.М., Леонтьева В.П. Материаловедение. М.: Машиностроение, 1972. 510 с.
5. Филиппов В.И., Шур Н.Ф. Разработка основ для создания региональных центров термической обработки // Металловедение и термическая обработка металлов. 1989. № 1. С. 2–6.
6. Кауфман В.Г., Гутман М.Б., Кольцова Р.Г. Экологические проблемы закалки и термической обработки // Металловедение и термическая обработка металлов. 1989. № 1. С. 30–33.
7. Борисов И.А., Голанд Л.Ф. Охлаждение крупных поковок в водно-воздушной смеси // Металловедение и термическая обработка металлов. 1988. № 10. С. 17–22.
8. Пат. 2165958 RU, 7 С 10 L 1/22. Полифункциональная присадка к углеводородному топливу / Нагорнов С.А., Романцова С.В., Клейменов О.А. (ВИИТиН) – № 2000105666/04; Заявл. 07.03.2000 // Бюл. изобретений. 2001. № 12. С. 436.
9. Вигдорович В.И., Нагорнов С.А., Романцова С.В. Полифункциональные присадки для смесевых топлив // Вестник Тамбовского государственного технического университета. 1999. Т. 5. Вып. 4. С. 570–574.
10. Нагорнов С.А., Романцова С.В. Многофункциональные присадки к дизельному топливу // Мобильная энергетика, энергосбережение, использование сельскохозяйственной техники и технический сервис, автоматизация и информационные технологии: Сб. науч. тр. М.: ВИМ, 2000. Т. 133. С. 98–105.
11. Нефтепродукты, их свойства и применение: Справочное пособие / С.А. Нагорнов, Н.Н. Самишева, С.В. Романцова и др.; под ред. С.А. Нагорнова. Тамбов, 2000. 130 с.
12. Повышение качества хранения светлых нефтепродуктов / С.А. Нагорнов, С.В. Романцова, А.Н. Зазуля, И.Г. Голубев. М.: ФГНУ «Росинформагротех», 2005. 256 с.
13. Варьгин Н.Н., Ольшанов Е.Я. Применение кипящего слоя для термической и химико-термической обработки металлов // Металловедение и термическая обработка металлов. 1971. № 6. С. 2–11.
14. Термическая обработка в печи с кипящим слоем / В.А. Винокуров, Т.А. Пумпянская, В.Ф. Онохин, А.П. Баскаков // Металловедение и термическая обработка металлов. 1971. № 6. С. 11–16.
15. Курбатов В.П. Нагрев в электропроводном кипящем слое углеродсодержащих частиц // Металловедение и термическая обработка металлов. 1971. № 6. С. 16–20.
16. Никитин В.С., Мартынов О.Г. Закалка изделий в установке с вращающимся мелкодисперсным слоем // Металловедение и термическая обработка металлов. 1982. № 2. С. 20–23.
17. Заваров А.С., Баскаков А.П., Грачев С.В. Термическая обработка в кипящем слое. М.: Металлургия, 1981. 84 с.
18. Берг Б.В., Баскаков А.П., Сэрэтэрийн Б. Локальный теплообмен вертикального цилиндра с кипящим слоем // Инженерно-физический журнал. 1971. Т. 21. № 6. С. 985–991.
19. Некоторые особенности гидродинамики и внешнего теплообмена в псевдооживленном слое / Н.Б. Кон-

дуков, Л.И. Френкель, С.А. Нагорнов, Н.Я. Романенко, В.П. Таров // Доклады АН СССР. 1975. Т. 224. № 5. С. 1138–1140.

20. Влияние на гидродинамику и внешний теплообмен погруженного в псевдооживленный слой тела / Л.И. Френкель, С.А. Нагорнов, Н.Я. Романенко, В.П. Таров, Н.Б. Кондуков // Теоретические основы химической технологии. 1978. Т. 12. № 6. С. 920–923.

21. Nagornov S.A., Serebrennikov G.G. Fluidized bed heat exchange with a submerged heated surface // Heat Transfer Sov. Rec. 1986. Vol. 18. № 2. P. 81–84.

22. Баскаков А.П., Филипповский Н.Ф., Жарков А.А. Экспериментальное исследование теплообмена между кипящим слоем и горизонтальными цилиндрами большого диаметра // Промышленные печи с кипящим слоем: Сб. науч. тр. Свердловск: УПИ им. С.М. Кирова, 1976. № 242. С. 5–9.

23. Кэйс В.М. Конвективный тепло- и массообмен. М.: Энергия, 1972. 448 с.

24. Лойцянский Л.Г. Механика жидкости и газа. М.: Наука, 1978. 736 с.

25. Антонишин Н.В., Геллер М.А., Иванютенко В.И. Теплопередача в «псевдотурбулентном» слое дисперсного материала // Инженерно-физический журнал. 1981. Т. 41. № 3. С. 465–469.

26. Антонишин Н.В., Геллер М.А., Иванютенко В.И. Теплопередача в псевдотурбулентном дисперсном слое с учетом фильтрационной составляющей // Инженерно-физический журнал. 1982. Т. 43. № 3. С. 360–364.

27. Антонишин Н.В. Конвективный теплообмен в «псевдотурбулентном» дисперсном слое // Теплообмен-VI: Проблемные докл. VI Всесоюз. конф. по теплообмену. Минск, 1981. Ч. 2. С. 39–53.

28. Бувевич Ю.А., Бутков В.В. О случайных пульсациях в грубодисперсном псевдооживленном слое // Инженерно-физический журнал. 1978. Т. 35. № 6. С. 1089–1097.

29. Нагорнов С.А., Цырульников И.М., Панков Б.В. О взаимосвязи внешнего теплообмена с пульсационными значениями параметров в неоднородном псевдооживленном слое // Физико-химическая гидродинамика: Сб. науч. тр. / УрГУ им. А.М. Горького. Свердловск: Изд-во УрГУ, 1988. С. 92–98.

30. О взаимосвязи внешнего теплообмена с пульсационными параметрами неоднородного псевдооживленного слоя / Н.И. Сыромятников, В.Н. Королев, С.А. Нагорнов, Б.В. Панков // Повышение эффективности, совершенствование процессов и аппаратов хим. производств «ПАХТ-85»: Тез. докл. Всесоюз. науч. конф. (г. Харьков, 1985). Харьков, 1985. Ч. 2. С. 28.

31. Исаченко В.П., Осипова В.А., Сукомел А.С. Теплопередача. М.: Энергия, 1975. 488 с.

32. Костерин С.И., Кожинов И.А., Леонтьев А.И. Влияние пульсаций давления в потоке газа на конвективный теплообмен // Теплоэнергетика. 1959. № 3. С. 66–72.

33. Теплообмен в газоохлаждаемых сборках с искусственной шероховатостью / Г.С. Мингалеева, Ю.В. Миронов, Н.С. Разиня, Т.И. Фомичева // Атомная энергия. 1981. Т. 51. Вып. 6. С. 389–390.

34. Лельчук В.Л., Никитин Ю.М., Пупков Е.И. Интенсификация конвективного теплообмена // Теплоэнергетика. 1980. № 2. С. 57–60.

35. Нагорнов С.А., Цырульников И.М., Панков Б.В. К вопросу об интенсификации внешнего теплообмена в неоднородном псевдооживленном слое // Теплообмен-VII: Матер. VII Всесоюз. конф. по теплообмену. Т. V. Теплообмен в реологических и дисперсных системах. Ч. 1. Теплообмен в дисперсных системах. Минск: ИТМО им. А.В. Лыкова, 1984. С. 87–92.

36. Сыромятников Н.И., Королев В.Н., Куликов В.М. Исследование физических условий внешнего теплообмена в псевдооживленных средах // Доклады АН СССР. 1974. Т. 219. № 4. С. 853–855.

37. Нагорнов С.А. Управление процессами переноса теплоты в неоднородных псевдооживленных и вращающихся средах. Тамбов: ГНУ ВИИТиН, 2002. 101 с.

38. А.с. 1446172 RU, С 21 D 1/60. Способ закалки стальных изделий / Панков Б.В., Нагорнов С.А., Кузьмин С.Н., Черепенников И.А. (Тамб. ин-т хим. машиностр.) – № 4101548/23-02; Заявл. 20.05.1986 // Бюл. изобретений. 1988. № 47. С. 124.

39. Мищенко С.В., Нагорнов С.А. Управление процессами переноса теплоты в неоднородных псевдооживленных средах. Тамбов: ВИИТиН, 2003. 62 с.

40. Особенности термической обработки длинномерных стальных деталей в кипящем слое / Б.В. Панков, С.А. Нагорнов, С.Н. Кузьмин, И.А. Черепенников // Металловедение и термическая обработка металлов. 1990. № 11. С. 16–19.

41. Регулирование теплообмена в процессе термообработки в неоднородном псевдооживленном слое / С.А. Нагорнов, Б.В. Панков, И.М. Цырульников, И.А. Черепенников; Тамб. ин-т хим. машиностр. Тамбов, 1988. 5 с. Деп. в ЦИНТИхимнефтемаш 23.04.1988. № 1843.

42. Three-Phase fluidized bed for quenching steel parts / B.V. Pankov, S.A. Nagornov, S.N. Kuzmin, I.A. Cherepennikov // Heat Transfer Research. 1993. Vol. 25. N 8. P. 925–929.

43. Регулирование теплообмена в процессе термообработки в неоднородном псевдооживленном слое / С.А. Нагорнов, Б.В. Панков, И.М. Цырульников, И.А. Черепенников; Тамб. ин-т хим. машиностр. Тамбов, 1988. 5 с. Деп. в ЦИНТИхимнефтемаш, 18.05.1988. № 1843.

44. Кауфман В.Г., Гутман М.Б., Кольцова Р.Г. Экологические проблемы закалки и термической обработки // Металловедение и термическая обработка металлов. 1989. № 1. С. 30–33.

45. Баскаков А.П. Нагрев и охлаждение металлов в кипящем слое. М.: Металлургия, 1974. 272 с.

46. Применение псевдооживленного слоя для термической и химико-термической обработки / А.С. Заваров, А.П. Баскаков, С.В. Грачев и др. // *Металловедение и термическая обработка металлов*. 1984. № 10. С. 35–40.
47. Таров В.П. Исследование гидродинамики и внешнего теплообмена в псевдооживленном слое при неравномерном газораспределении: Автореф. дис. ... канд. техн. наук: 05.17.08. М., 1975. 21 с.
48. Идельчик И.Е. Аэродинамика промышленных аппаратов. М.-Л.: Энергия, 1964. 287 с.
49. Гельперин Н.И., Айнштейн В.Г., Романова Н.К. К методике определения гидравлического сопротивления псевдооживленного слоя // *Химия и технология топлив и масел*. 1963. № 9. С. 16–20.
50. Забродский С.С. Гидродинамика и теплообмен в псевдооживленном слое. М.-Л.: Госэнергоиздат, 1963. 488 с.
51. Прандтль Л. Гидроаэромеханика. М.: Изд-во ИЛ, 1949. 520 с.
52. Шлихтинг Г. Теория пограничного слоя. М.: Наука, 1969. 744 с.
53. Минаев Г.А. Общие принципы расчета газораспределительных устройств в аппаратах с псевдооживленным слоем // *Химическая промышленность*. 1977. № 1. С. 54–57.
54. Гельперин Н.И., Айнштейн В.Г., Кваша В.Б. Основы техники псевдооживления. М.: Химия, 1967. 664 с.
55. Lehmann J., Schugerl K. Investigation of gas mixing and gas distributor performance in fluidized beds. *Chem. Eng. J.*, 1978. Vol. 15. No 2. P. 91–109.
56. Аэров М.Э., Тодес О.М. Гидравлические и тепловые основы работы аппаратов со стационарным и кипящим зернистым слоем. Л.: Химия, 1968. 512 с.
57. Баскаков А.П. Скоростной безокислительный нагрев и термическая обработка в кипящем слое. М.: Металлургия, 1968. 223 с.
58. Разумов И.М. Псевдооживление и пневмотранспорт сыпучих материалов. М.: Химия, 1972. 240 с.
59. Ergun S. Mass transfer rate in packed columns. *Chem. Engr. Progr.*, 1952. Vol. 48. P. 227–236.
60. Кунии Д., Левеншпиль О. Промышленное псевдооживление. М.: Химия, 1976. 448 с.
61. Федоров И.М. Теория и расчет процессов сушки во взвешенном состоянии. Л.: Госэнергоиздат, 1955. 176 с.
62. Устинов Б.Н., Плановский А.Н. Режим стабилизации работы газораспределительных устройств в аппаратах с псевдооживленным слоем // *Химическая промышленность*. 1962. № 11. С. 851–854.
63. Hiby J.W. Untersuchungen über den kritischen Mindestdruckverlust des Anstombodens bei Fluidalbetten (Fribbetten) // *Chem. Ing. Techn.* 1964. Bd. 36. N 3. S. 228–229.
64. Заваров А.С., Баскаков А.П., Грачев С.В. Химико-термическая обработка в кипящем слое. М.: Машиностроение, 1985. 160 с.
65. Леонидова Н.Н., Шварцман Л.А., Шульц А.А. Физико-химические основы взаимодействия металла с контролируемыми атмосферами. М.: Металлургия, 1980. 264 с.
66. Королев В.Н., Островская А.В. Исследование распределения концентрации окислителя в объеме псевдооживленного слоя при наличии вторичного дутья // *Журнал прикладной химии*. 1992. Т. 65. Вып. 5. С. 1147–1153.
67. Контроль печной атмосферы с применением электрохимических ячеек на основе твердого окисного электролита / А.К. Ивонин, И.В. Кирнос, С.Т. Клышников и др. // *Обзор. информ. Сер. Автоматизация металлургического производства*. М.: Черметинформация, 1986. Вып. 3. 29 с.
68. Забродский С.С. Высокотемпературные установки с псевдооживленным слоем. М.: Энергия, 1971. 328 с.
69. Бувевич Ю.А., Королев В.Н., Сыромятников Н.И. Обтекание тел и внешний теплообмен в псевдооживленном слое. Свердловск: Изд-во Уральского ун-та, 1991. 188 с.
70. Нагорнов С.А., Цырульников И.М. Особенности интенсификации внешнего теплообмена в котлоагрегатах с неоднородным псевдооживленным слоем // *Сжигание и газификация твердых топлив в кипящем слое: Тез. докл. науч.-техн. конф.* Свердловск, 1986. С. 71.
71. Способы интенсификации процесса внешнего теплообмена в псевдооживленном слое / В.Н. Королев, С.А. Нагорнов, А.В. Островская, И.А. Осинцев // *Теоретические основы теплотехники: Межвуз. сб. науч. тр.* / Под ред. В.П. Семенова, Г.П. Ясникова, Н.И. Платонова. Магнитогорск: МаГУ, 2000. С. 96–102.
72. Использование отходов хранения нефтепродуктов для энергообеспечения животноводства / С.А. Нагорнов, М.Б. Клиот, Г.Г. Толчеев, А.А. Амельянц // *Энергосбережение в сельском хозяйстве: Тез. докл. междунар. науч.-техн. конф. (г. Москва, ВИЭСХ, 1998)*. М., 1998. Ч. 2. С. 222–224.
73. Бабий В.И., Куваев Ю.Ф. Горение угольной пыли и расчет пылеугольного факела. М.: Энергоатомиздат, 1986. 208 с.
74. Гвоздев В.Д. Исследование некоторых процессов термообработки материалов в инертном псевдооживленном теплоносителе и их аппаратное оформление: Автореф. дис. ... д-ра техн. наук: 05.17.08. М., 1973. 54 с.
75. Нагорнов С.А., Цырульников И.М., Наджаров О.Э. Пути экономии энергоресурсов в вулканизационном оборудовании шинных производств // *Технико-экономические проблемы оптимизации режимов электроэнергии и ее качества: Тез. докл. науч.-техн. конф.* Свердловск, 1986. С. 43–44.
76. Дамов А.С., Минаев В.С., Волкова З.С. О рекуперации нитрит-нитратных солей методом кристаллиза-

- ции в линиях непрерывной вулканизации профилей // Исследование и разработка оборудования для непрерывных процессов переработки полимерных материалов в изделия: Сб. науч. тр. / ВНИИРТмаш. Тамбов, 1983. С. 71–73.
77. Рыжков В.Л. Разработка и исследование технологии изготовления пористых резинотехнических изделий методом непрерывной вулканизации в псевдооживленном слое инертного теплоносителя: Автореф. дис. ... канд. техн. наук: 05.17.12. Л., 1976. 24 с.
78. Григорьев А.Н., Басс Ю.П. Микроволновой нагрев при вулканизации шин и РТИ // Обзорная информация: Оборудование для переработки пластмасс и резины. Сер. ХМ-2. М.: ЦИНТИХимнефтемаш, 1986. 44 с.
79. Рождественский О.И., Воскресенский А.М. Эффективность работы установок для непрерывной вулканизации // Производство шин, резино- и асбестотехнических изделий. 1980. № 6. С. 14–17.
80. Шиганцов А.И., Немченко Г.Л., Кривенко Е.Н. Непрерывная вулканизация неформовых изделий в среде ферромагнитных частиц // Исследование и разработка оборудования для непрерывных процессов переработки полимерных материалов в изделия: Сб. науч. тр. / ВНИИРТмаш. Тамбов, 1983. С. 74–77.
81. Новая технология непрерывного производства резиновых шлангов экструзионным методом, разработанным Швейцарской фирмой "Интерпластика": Техничко-экономический бюллетень. Берн, 1986. 10 с.
82. Нагорнов С.А., Цырульников И.М. Влияние скорости движения изделия на интенсивность теплообмена в вулканизаторах с кипящим слоем // Современные тенденции конструирования отечественного полимерного и бумагоделательного оборудования: Сб. науч. тр. / ВНИИ резинотехнического машиностроения. Тамбов, 1990. С. 89–92.
83. Нагорнов С.А., Цырульников И.М. К расчету основных закономерностей гидродинамики при конструировании вулканизаторов с псевдооживленным слоем // Современные тенденции конструирования отечественного полимерного и бумагоделательного оборудования: Сб. науч. тр. / ВНИИ резинотехнического машиностроения. Тамбов, 1990. С. 35–38.
84. Нагорнов С.А., Цырульников И.М. Особенности интенсификации внешнего теплообмена в вулканизаторах с неоднородным псевдооживленным слоем // Новое высокопроизводительное оборудование для полимерной и бумагоделательной промышленности: Сб. науч. тр. / ВНИИ резинотехнического машиностроения. Тамбов, 1989. С. 101–104.
85. Поляков И.В. Исследование особенностей гидродинамики псевдооживленного слоя большой протяженности и разработка аппарата для непрерывной вулканизации резиновых изделий: Автореф. дис. ... канд. техн. наук: 05.17.08. М., 1973. 16 с.
86. Толчеев Г.Г., Нагорнов С.А., Таров В.П. Автоматическая обработка длинномерных изделий в непрерывных вулканизаторах с псевдооживленным слоем // Вестник Тамбовского государственного технического университета. 1995. Т. 1. № 3–4. С. 289–295.
87. Толчеев Г.Г. Гидродинамика и теплообмен в псевдооживленном слое вулканизаторов длинномерных изделий: Автореф. дис. ... канд. техн. наук: 05.17.08. М., 1982. 16 с.
88. Рыжков В.Л. Освоение и опытно-промышленная эксплуатация линии для непрерывного изготовления длинномерных губчатых уплотнителей с вулканизацией в псевдооживленном слое на ЛПО «Красный треугольник» // Процессы и аппараты производства полимерных материалов, методы и оборудование для переработки их в изделия. Тамбов: ТИХМ, 1974. 32 с.
89. Тодес О.М., Розенбаум Р.Б. Вязкость псевдооживленного слоя // Записки Ленинградского горного института. Л., 1970. Вып. 3. С. 29–35.
90. Шюгерль К. Реологические свойства псевдооживленных систем // Псевдооживление. М.: Химия, 1974. С. 228–252.
91. Омаров С.М. Исследование некоторых вопросов, связанных с перемешиванием псевдооживленного слоя. Автореф. дис. ... канд. техн. наук: 05.17.08. М., 1972. 20 с.
92. Мартюшин Н.Г., Харакоз В.В. Связь первой стадии псевдооживления с реологическим превращением в слое твердого сыпучего материала // Известия ВУЗов СССР. Сер. Химия и химическая технология. 1966. № 5. С. 218–224.
93. Botterill J.S.M. The Flow of Fluidized Solids. M. Van der Kolk // Powder Technology. 1972. Vol. 6, No. 6. P. 357–361.
94. Малхасян Л.Г. Реодинамика псевдооживленного слоя: Автореф. дис. ... канд. техн. наук: 05.17.08. Л., 1973. 22 с.
95. Определение эффективной вязкости псевдооживленного слоя зернистого материала / Н.И. Гельперин, В.Г. Айнштейн, Г.И. Лапшенков и др. // Теоретические основы химической технологии. 1968. Т. 2. № 4. С. 615–622.
96. Попов Р.И. Разработка и исследование частотного метода определения локальных вязкостных характеристик псевдооживленного слоя: Дис. ... канд. техн. наук: 05.17.08. М., 1979. 154 с.
97. Разброс температуры и коэффициентов теплоотдачи по сечению установки с кипящим слоем / О.И. Рождественский, Л.Г. Вяликова, М.А. Пономарев и др. // Производство шин, РТИ и асбестотехнических изделий. 1977. № 8. С. 14–18.
98. Галле А.Р., Конгаров Г.С., Рождественский О.И. Расчет температуры на поверхности и в центре

шприцуемых резиновых изделий при вулканизации в псевдооживленном слое // Каучук и резина. 1970. № 2. С. 23–25.

99. Лыков А.В. Теория теплопроводности. М.: Высшая школа, 1967. 600 с.

100. Расчет температурного поля шприцованного профиля, вулканизуемого непрерывным способом / А.В. Машков, В.А. Мелихов, О.И. Жупанова, Т.Е. Петрова // Каучук и резина. 1980. № 10. С. 36–39.

101. Михайлов В.В., Воскресенский А.М., Ларичева С.Л. Исследование кинетики структурирования и по-рообразования двух смесей для высокотемпературной вулканизации пористых уплотнителей // Производство шин, РТИ и асбестотехнических изделий. 1981. № 8. С. 21–24.

102. Шляхман А.А., Юрцев Л.Н. Производство рукавных изделий: Аналитический сопоставительный обзор. М.: ЦНИИТЭнефтехим, 1970. Сер. Производство шин, резинотехнических и асбестотехнических изделий. 99 с.

103. Нагорнов С.А., Замбжицкий В.С., Королев В.Н. Методология управления процессами тепло- и мас-сообмена в псевдооживленных средах // Эффективная энергетика: Сб. науч. тр. / УГТУ-УПИ. Екатеринбург, 2000. С. 130–132.

104. Нагорнов С.А., Панков Б.В., Кузьмин С.Н. Предпосылки роботизации технологических процессов, использующих кипящий слой // Автоматизация и роботизация в химической промышленности: Тез. докл. Все-союз. науч. конф. Тамбов. 1986. С. 60–61.

105. Мищенко С.В., Нагорнов С.А. Управление процессами переноса теплоты в виброциркуляционном слое. Тамбов, ВИИТиН, 2003. 57 с.

106. Пат. 2215958 RU, 7 F 26 B 17/26. Устройство для непрерывной сушки сыпучих материалов в виброцирку-ляционном слое / Нагорнов С.А., Клейменов О.А., Матвеев Д.О. (ГНУ ВИИТиН). № 2002108995/06; Заявл. 08.04.2002 // Бюл. изобретений. 2003. № 31. С. 559.

107. Пат. 2215252 RU, 7 F 26 B 17/10. Установа для сушки сыпучих материалов, паст и суспензий / На-горнов С.А., Клейменов О.А., Матвеев Д.О. (ГНУ ВИИТиН). № 2002108994/06; Заявл. 08.04.2002 // Бюл. изо-бретений. 2003. № 30. С. 463.

108. А.с. 865901 RU, С 12 М 1/00. Устройство для дезинтеграции клеток микроорганизмов / Константинов В.В., Нагорнов С.А., Таров В.П. (Тамб. ин-т хим. машиностр.). № 2855360/28-13; Заявл. 20.12.1979 // Бюл. изо-бретений. 1981. № 35. С. 111.

109. Блехман И.И. О выборе основных рабочих параметров вибрационных конвейеров // Обогащение руд. 1959. № 2. С. 20–25.

110. Вайсберг Л.А., Букаты Г.Б. О рациональных размерах просеивающей поверхности вибрационных грохотов для циклов рудоподготовки // Совершенствование процессов рудоподготовки. Л., 1980. С. 52–58.

111. Крюков Б.И. Динамика вибрационных машин резонансного типа. Киев: Наукова думка, 1967. 207 с.

112. Повидайло В.А. Расчет и конструирование вибрационных питателей. Киев: Машгиз, 1962. 151 с.

113. Членов В.А., Михайлов Н.В. Виброкипящий слой. М.: Наука, 1972. 344 с.

114. Жданов А.А. Динамика массы сыпучего материала в вертикальном вибровинтовом транспортере // Особенности эксплуатации и ремонта машин в АПК: Труды ЦСИ. Целиноград, 1990. С. 70–73.

115. Волошин Л.Н. К теории и расчету вибрационных сушилок // Известия ВУЗов. Пищевая технология. 1966. № 2. С. 138–144.

116. Гинзбург А.С. Расчет и проектирование сушильных установок пищевой промышленности. М.: Агро-промиздат, 1985. 336 с.

117. Колпаков А.С. Интенсификация тепломассопереноса в слое мелкодисперсных частиц виброоживлени-ем в резонансных режимах: Дис. ... канд. техн. наук. Свердловск, 1983. 217 с.

118. Гончаревич И.Ф. Определение коэффициента сопротивления транспортированию по вибрирующей по-верхности // Научные сообщения. М.: Госчермехиздат, 1967. Т. IX. С. 23–26.

119. Эпштейн Л.В., Черняев Ю.И., Цетович А.Н. Истечение твердых частиц из псевдооживленного слоя через отверстие в газораспределительной решетке // Теоретические основы химической технологии. 1992. Т. 26. № 3. С. 438–441.

120. Сыромятников Н.И., Васанова Л.К., Шиманский Ю.Н. Тепло- и массообмен в кипящем слое. М.: Хи-мия, 1967. 176 с.

121. Гапонцев В.Л. Исследование механизма образования и теплообмена виброоживленного слоя с погру-женной в него вертикальной поверхностью: Дис. ... канд. техн. наук. Свердловск, 1981. 244 с.

122. Колпаков А.С. Интенсификация тепломассопереноса в слое мелкодисперсных частиц виброоживлени-ем в резонансных режимах: Дис. ... канд. техн. наук. Свердловск, 1983. 217 с.

123. Рыжков А.Ф., Толмачев Е.М. О выборе оптимальной высоты виброоживленного слоя // Теоретические основы химической технологии. 1983. Т. 17. № 2. С. 206–213.

124. Рыжков А.Ф., Толмачев Е.М. О распространении малых возмущений в концентрированных дисперс-ных системах // Инженерно-физический журнал. 1983. Т. 44. № 5. С. 748–755.

125. Блинов А.В. Внешний теплообмен и гидродинамика виброкипящего слоя со свободно плавающими телами: Дис. ... канд. техн. наук. Свердловск, 1987. 186 с.

126. Денисов Г.А., Лавров Б.П. Расчет вертикально-винтового виброконвейера // Научн.-техн. информ.

бюлл. Всес. научн.-исслед. и проектн. ин-т механ. обработки полезных ископаемых. Обогащение руд. Вып. 6. Л., 1963. С. 38–42.

127. Исаченко В.П., Осипова В.А., Сукомел А.С. Теплопередача. М.: Энергия, 1975. 488 с.

128. Кормильцин Г.С., Плановский А.Н., Рудобашта С.П. О двух моделях массопроводности при сушке // Процессы и оборудование химических производств: Сб. тр. / Тамб. ин-т хим. машиностр. Тамбов, 1971. Вып. 7. С. 83–86.

129. Рудобашта С.П., Плановский А.Н., Долгунин В.Н. Зональный расчет кинетики сушки // Теоретические основы химической технологии. 1978. Т. 12. № 2. С. 173–183.

130. Рудобашта С.П. Массоперенос в системах с твердой фазой. М.: Химия, 1979. 282 с.

131. Зональный метод определения зависимости коэффициента массопроводности от концентрации / Э.Н. Очнев, С.П. Рудобашта, А.Н. Плановский, В.М. Дмитриев // Теоретические основы химической технологии. 1975. Т. 9. № 4. С. 491–495.

132. Птицын С.Д. Зерносушилки. М.: Машиностроение, 1966. 180 с.

133. Потураев В.Н., Червоненко А.Г., Колосов Л.В. Вертикальный транспорт на горных предприятиях. М.: Недра, 1975. 351 с.

134. Членов В.А., Михайлов Н.В. Сушка сыпучих материалов в виброкипящем слое. М.: Стройиздат, 1967. 224 с.

135. Гухман А.А. Применение теории подобия к исследованию процессов тепло-массообмена. М.: Высшая школа, 1974. 328 с.

136. Седов Л.И. Методы подобия и размерностей в механике. М.: Наука, 1981. 445 с.

137. Горошко В.Д., Розенбаум Р.Б., Тодес О.М. Приближенные закономерности гидравлики взвешенного слоя и стесненного падения // Известия ВУЗов. Нефть и газ. 1958. № 1. С. 125–131.

138. Коновалов В.И., Туголуков Е.Н., Гатапова Н.Ц. О возможностях использования точных, интервальных и приближенных аналитических методов в задачах тепло- и массопереноса в твердых телах // Вестник Тамбовского государственного технического университета. 1995. Т. 1. № 1–2. С. 75–90.

139. Псевдооживление / Под ред. И. Дэвидсона, Д. Харрисона. М.: Химия, 1974. 728 с.

140. Заявка 5014830/05 RU, В 29 С 35/06. Устройство для термической обработки резиновых изделий / Нагорнов С.А., Поляков И.В., Кашников И.А., Леонтьев М.Д. (ВНИИ резинотехнического машиностроения). Положительное решение о выдаче патента от 28.04.1992.

141. Лаврентьев М.А., Шабат Б.В. Проблемы гидродинамики и их математические модели. М.: Наука, 1973. 416 с.

142. Лыков А.В. Теория теплопроводности / А.В. Лыков. М.: Высшая школа, 1967. 600 с.

143. Лепетов В.Я. Резиновые технические изделия / В.Я. Лепетов. М.: Химия, 1976. 439 с.