

K-1436883

---

**Теплообмен и массообмен  
при послевулканизационном жидкостном  
охлаждении гуммировочных покрытий**

---

***Монография***

**Вологда – 2010**

Федеральная служба исполнения наказаний  
Вологодский институт права и экономики

**ТЕПЛООБМЕН И МАССООБМЕН  
ПРИ ПОСЛЕВУЛКАНИЗАЦИОННОМ ЖИДКОСТНОМ  
ОХЛАЖДЕНИИ ГУММИРОВОЧНЫХ ПОКРЫТИЙ**

Монография

К 1436883

Вологда – 2010

ББК 34.43

О 74

Осипов Ю.Р. и др. Теплообмен и массообмен при послевулканизационном жидкостном охлаждении гуммировочных покрытий: Монография / Ю.Р. Осипов, С.Ю. Осипов, В.В. Павлов, Т.Н. Чурина. – Вологда: ВИПЭ ФСИН России, 2010. – 95 с.

**ISBN 978-5-94991-147-1**

Рецензенты

И.Н. Сеницын – заведующий кафедрой промышленной теплоэнергетики Череповецкого государственного университета, доктор технических наук, профессор;

Н.И. Шестаков – проректор по научной работе Череповецкого государственного университета, доктор технических наук, профессор

В монографии рассматриваются проблемы, связанные с теплообменом и массообменом при послевулканизационном жидкостном охлаждении гуммировочных покрытий; обсуждаются наиболее перспективные пути после вулканизационного охлаждения; приводятся сведения об имеющихся место в его ходе процессах и используемом оборудовании; определяются основные направления применения гуммированных покрытий.

Издание предназначено для исследователей, осуществляющих разработки в обозначенной области, а также может быть использовано в учебном процессе при подготовке бакалавров и специалистов по техническим специальностям.

ISBN 978-5-94991-147-1

© ВИПЭ ФСИН России, 2010

© Осипов Ю.Р., Осипов С.Ю.,

Павлов В.В., Чурина Т.Н., 2010

## **ВВЕДЕНИЕ**

Гуммирование является эффективным способом защиты металлических поверхностей от разрушающего воздействия окружающей среды, вследствие того что резина обладает целым комплексом технически полезных свойств: способностью выдерживать мощные гидродинамические удары, водо- и газонепроницаемостью, тепло- и морозостойкостью и др.

Обычно нагрев производят до тех пор, пока не будет достигнута минимальная степень вулканизации, при которой возможно снимать давление, не опасаясь пористости и расслоения резины. Целесообразность дальнейшего нагрева до достижения более высоких степеней вулканизации определяется в зависимости от требуемого комплекса свойств изделия и возможности последующей довулканизации после выемки из вулканизационного оборудования. Очевидно, что охлажденное на оборудовании изделие не будет значительно довулканизываться на воздухе. Однако охлаждение на оборудовании неэкономично, приводит к удлинению производственного процесса и повышению непроизводительных затрат тепла и должно по возможности сокращаться или полностью исключаться. Охлаждение за счет теплообмена с холодной водой, обладающей более высоким коэффициентом теплоотдачи, чем воздух, применяется, когда изделие неравномерно по толщине, но нагревается теплоносителями одних параметров и имеется опасность перевулканизации более нагретых утонченных участков при их длительном охлаждении на воздухе.

Поэтому при производстве гуммированного оборудования актуальной является проблема разработки способов и устройств для охлаждения гуммированных объектов.

# **1. АНАЛИТИЧЕСКИЙ ОБЗОР СПОСОБОВ И УСТРОЙСТВ ОХЛАЖДЕНИЯ МЕТАЛЛА И ПОЛИМЕРНОГО МАТЕРИАЛА**

## **1.1. Анализ известных технических решений по охлаждению полимерных материалов**

Производство гуммированных объектов характеризуется большим разнообразием тепловых режимов вследствие большого ассортимента изделий и возможности варьирования способов и условий вулканизации.

Выбор параметров теплоносителей помимо коэффициента теплоотдачи зависит от теплофизических характеристик материалов, применяемых для гуммирования (резин, эбонитов и клеев), конструкции изделия (числа слоев, наличия ускорителей вулканизации в конкретных слоях), размеров, способности резиновых смесей к течению, взаимосцеплению (адгезия и аутогезия), их вулканизационных характеристик и температуропроводности.

Важнейшим этапом в технологии гуммировочного производства является интенсивное охлаждение гуммированной полосы, которое позволяет свести к минимуму нежелательные последствия длительного теплового воздействия.

За реакционной камерой вулканизационного аппарата температура резинометаллического листа колеблется в пределах 423–473 К, а должна иметь вполне определенную величину в диапазоне 293–303 К в зависимости от марки и назначения гуммировочного покрытия. Охлаждение листа за реакционной камерой вулканизационного аппарата осуществляется посредством струйной установки. Отсутствие полных сведений об основных факторах, определяющих интенсивность теплообмена при данной системе охлаждения, не позволяет сконструировать эффективную систему автоматического регулирования этого процесса.

Различают конвективное и кондуктивное охлаждение резинового или эбонитового покрытия.

При конвективном теплообмене на поверхность резинометаллической полосы воздействуют газообразным или жидким хладагентом, допускается и комбинированное их использование. В последнем случае используется чередующаяся или одновременная обработка гуммированного полотна жидкой и газообразной охлаждающей средой. В зарубежных работах рассматривается возможность использования в качестве охлаждающей рабочей среды газожидкостного диспергента (водяной пыли)<sup>1</sup>.

При кондуктивном теплообмене охлаждение осуществляется в непосредственном соприкосновении готового полотна с охлаждающей поверхностью<sup>2</sup>. Не исключена возможность совмещения кондуктивной формы теплообмена с конвективной.

Анализ известных технических решений<sup>3</sup> дает основание сделать вывод о том, что основными хладагентами в полимерном производстве являются вода и воздух. Использование их для охлаждения ленты полимера обычно сводится к применению либо специальных ванн, либо душирующих систем поверхностной обработки.

Выбор воды в качестве хладагента обусловлен в основном ее сравнительной доступностью и достаточно высоким коэффициентом теплоотдачи. Другим хладносителем, который может быть использован, является атмосферный воздух (здесь имеется в виду использование воздуха для принудительного обдува ленты). К преимуществам такого хладагента можно отнести его дешевизну, возможность организации сравнительно экологически чистого производства. Основным фактором, сдерживающим его ширококомасштабное использование, является более низкий по сравнению с водой коэффициент теплоотдачи. Положительной особенностью комбинирования воды и воздуха является то, что воздушный обдув смоченной поверхности полотна полимера интенсифицирует испарение жидкости, снижая ее температуру<sup>4</sup>.

Отметим, что подвод охлаждаемого агента к обрабатываемому полотну в режиме конвекции осуществляется в специальных ваннах. Причем ванны погружного типа используются, если в качестве хладагента выступает вода<sup>5</sup>. При свободно конвективных условиях охлаждения в окружающей воздушной среде такой конструктивный прием является лишним<sup>6</sup>.

В режиме принудительной (вынужденной) конвекции подвод рабочей среды может быть организован либо системой сопел (форсунок), либо различными механическими средствами циркуляции хладагента вблизи поверхности обрабатываемого материала.

Система струйного охлаждения обеспечивает организованные однофазные<sup>7</sup> и двухфазные<sup>8</sup> потоки рабочей среды. Причем в последнем случае применяется конструктивная схема соплового обдува газожидкостным (водно-воздушным) распылом<sup>9</sup> или комбинированная с одновременной (либо чередующейся) струйной обработкой поверхности полимера жидким и газообразным хладагентами<sup>10</sup>.

Для интенсификации пристенного течения газообразной рабочей среды у поверхности полотна в основном используют либо центробежные и осевые вентиляторы<sup>11</sup>, либо различного рода турбулизаторы воздушных потоков<sup>12</sup>. В охлаждающих устройствах с жидкой рабочей средой циркуляция воды в ваннах может быть интенсифицирована, например, барботированием потоками воздуха<sup>13</sup>, наложением механических колебаний или использованием гидротурбулизаторов<sup>14</sup>.

Известен сравнительно нетрадиционный способ повышения интенсификации процесса охлаждения полимерного полотна в генерируемом акустическом поле<sup>15</sup>.

Рассмотрим классификацию основных схем охлаждения полимерного полотна. Примем в качестве основного признака такой классификации способ охлаждения. Существуют два основных способа: конвективный<sup>16</sup> и кондуктив-

ный<sup>17</sup>. В рамках каждого из них охлаждение может быть осуществлено как при постоянной площади теплообмена, так и при переменной. В последнем случае увеличивается площадь контакта хладагента с обрабатываемым материалом, что приводит к интенсификации процесса охлаждения.

Рассмотрим теперь другой признак схем охлаждения – пространственную форму полимерной ленты и направление ее перемещения в охлаждающем устройстве. Форма полотна экструдата в охладителе различна. Как правило, это фестоны (петли), плоскостное расположение и спираль (улитка). Различают два преимущественных направления перемещения ленточного материала: вертикальное и горизонтальное.

Схемы наряду с основными признаками классификации характеризуются различным конструктивным оформлением системы охлаждения и разнообразной организацией самого процесса. Говоря о рассмотренных схемах, отметим, что интенсификация процесса охлаждения за счет увеличения площади теплообмена достигается, например, расчленением полотна на фрагменты и поверхностным нанесением надрезов<sup>18</sup>. Другим способом является воздействие на обрабатываемую ленту резиновой композиции раскатывающих элементов<sup>19</sup>.

Несмотря на сравнительно высокий уровень интенсивности процесса обработки и рациональное использование рабочей охлаждающей среды, общим недостатком устройств подобного типа (схема 3, 4, 10, 16) является изменение первоначальной геометрической формы.

В следующей группе схем охлаждения<sup>20</sup> ленточный полимерный материал при обработке в охлаждающем устройстве навешивают фестонами. К недостаткам устройств, реализующих данную группу схем, можно отнести сравнительно низкий уровень эффективности охлаждения и конструкционную сложность. Кроме того, в известных установках в процессе охлаждения полимерная лента претерпевает вытяжку под действием собственной массы. Следует также отметить, что равномерный подвод охлаждающей рабочей среды к обрабатываемому материалу в фестонных охладителях затруднен.

Возникающая при использовании охлаждающих устройств фестонного типа проблема стабилизации геометрических параметров полимерного полотна во время обработки может быть разрешена в системах, где перемещение ленты осуществляется прямолинейно. В рамках плоскостного расположения при обработке различают схемы с горизонтальным и вертикальным расположением. По наблюдениям ряда авторов, прямолинейное перемещение профилированной резиновой композиции в охлаждающих устройствах находит достаточно широкое применение в полимерном производстве и является наиболее традиционным<sup>21</sup>. Этому способствует не только упрощенный подвод рабочей среды к обрабатываемой поверхности, но и широкая возможность реализации различных схем охлаждения и их совместного комбинирования. Другую группу схем охлаждения реализуют устройства, в которых полотно резины в холодильных камерах спиралеобразно накручено на барабаны. Однако при сравнительной компактности охлаждающие системы по-

добного рода характеризуются большим потреблением охлаждающего агента, что приводит к дополнительным энергетическим и материальным затратам. Относительно схем классификационной таблицы, интерпретация которых не была осуществлена ранее, можно сделать следующее заключение: реализация их в технологическом плане представляется затруднительной, они носят поисковый характер и требуют дальнейшего теоретического и практического развития. Критический анализ обнаружил разнообразие конструктивных решений, касающихся вопросов охлаждения резинового материала. В каждой из рассмотренных схем заложены неординарные решения и специфические элементы. Комплексное использование этих элементов может быть положено в основу разработок новых конструкций для охлаждения гуммировочных покрытий, отдельно от металлических основ, характеризующихся рациональным использованием хладагента, более интенсивным процессом теплообмена и упрощенной транспортной системой.

## **1.2. Анализ известных технических решений по охлаждению металла**

В системах регулируемого охлаждения в качестве охлаждающей жидкости преимущественно используется вода. Выделим ряд наиболее часто встречающихся способов охлаждения металла.

1. Струйный высоконапорный способ охлаждения, работающий под давлением свыше 0,03 МПа, и струйный низконапорный, или ламинарный, с давлением воды менее 0,03 МПа. Этот тип представляют охлаждающие установки в чистовых клетях широкополостных станов горячей прокатки (ШСГП)<sup>22</sup>, на отводящем рольганге ШСГП для охлаждения горячекатанной полосы<sup>23</sup>, в закалочных машинах для термической обработки толстолистовой стали.

Обеспечивая высокие скорости охлаждения движущегося горячего металла, высоконапорные системы требуют больших расходов воды. Ламинарные струи истекают из сопел диаметром 16–22 мм, расположенных на высоте 1,2–2,1 м от поверхности металла. Обладая сравнительно низкой турбулентностью потока, струи при малых расходах обеспечивают интенсивный теплообмен. На отечественных станах горячей прокатки применяют, как правило, системы ламинарного типа, которые на 30–40% эффективнее высоконапорных.

2. Форсуночные, или спреерные, системы охлаждения в наибольшей степени распространены в сталеплавильном производстве в зоне вторичного охлаждения (ЗВО) машин непрерывного литья заготовок (МНЛЗ), а также имеют применение на ШСГП. В этом типе установок эффективность охлаждения сильно зависит от удельного расхода воды и от конструктивных особенностей форсунок. В ряде работ, посвященных форсуночному охлаждению, представлены расходные характеристики и коэффициенты теплоотдачи, полученные экспериментальным путем<sup>24</sup>. Результаты, носящие в основном качественный



характер, не поддаются обобщению, так как в исследуемых охлаждающих устройствах эффективность охлаждения существенно зависит от удельного расхода воды в форсунках<sup>25</sup>. Кроме случая оптимального расхода, который соответствует типу используемой форсунки, эффективность охлаждения резко падает при изменении расхода в ту или иную сторону. В случае охлаждения горизонтальной поверхности металла, например, на отводящем рольганге ШСГП, даже сравнительно тонкий слой воды на полосе, наличие которого при работе охлаждающей установки неизбежно, сводит к минимуму эффективность форсуночного охлаждения. По этим причинам данный способ подачи на горизонтальную поверхность сверху вниз не нашел широкого распространения. Для охлаждения нижней поверхности листа форсуночное охлаждение эффективно в силу относительной равномерности факела орошения и возможности установки форсунок близко к металлу.

3. Комбинированные системы охлаждения<sup>26</sup>. Необходимость разработки комбинированного охлаждения вытекает из потребностей мягкого охлаждения металла. Охлаждающие установки такого типа более сложны, так как требуют подвода наряду с водой сжатого воздуха.

4. Охлаждение металла с применением жидкого азота<sup>27</sup>. Водовоздушная смесь смешивается с жидким азотом. Образовавшиеся кристаллы льда подаются на горячий металл и охлаждают его. Исследования показали, что интенсивность охлаждения в этом случае в 1,5–3,0 раза выше, чем при водовоздушном охлаждении.

5. Охлаждение металла замкнутым контуром водовоздушной смеси, циркулирующей между охлаждающей поверхностью горячего металла и конденсирующей поверхностью над металлом, которая охлаждается жидким азотом.

6. Способ охлаждения горячекатанного металла распыленной водой, нагретой до температуры, близкой к температуре кипения<sup>28</sup>. Воду распыляют воздухом, нагретым до 353–623 К. Контакт горячей воды с металлом под давлением горячего воздуха, прижимающего воду к металлу, способствует ускоренному парообразованию. Недостатком данного способа является наличие между охладителем и охлаждаемой поверхностью паровой подушки, которая существенно снижает интенсивность теплообмена. Кроме того, ускоренное парообразование способствует повышению расхода охладителя за счет его безвозвратного испарения.

7. Устройство для охлаждения листового проката, содержащее охлаждающее приспособление и приводные охлаждающие ролики, между которыми движется охлаждаемая полоса<sup>29</sup>. Между приводными роликами попарно установлены металлические щетки с приводом встречного вращения. Металлические щетки, вращаясь от своего привода, удаляют паровые пленки с поверхности листа, увеличивая тем самым интенсивность и равномерность охлаждения. Регулирование интенсивности охлаждения осуществляется изменением расхода охлаждающей среды, скорости вращения щеток и скорости перемещения листа по рольгангу.

На рис. 1.1–1.4 показаны охлаждающие устройства, содержащие размещенную на теплоотдающей поверхности капиллярно-пористую структуру. В качестве ее может быть использована двухслойная тканая сетка или дисперсные частицы, в частности ферромагнитные, удерживаемые от перемещения вслед за полосой магнитным полем.

На рис. 1.1 приводится устройство, содержащее тканую сетку, выполненную в виде бесконечной ленты с переменными по длине размерами ячеек.

Горячий металл 1 расположен и движется на роликах 2, предназначенных для его транспортирования. Зона охлаждения находится на участке подачи струй охладителя 3. Сетчатые элементы 4, 5, 6 имеют различные размеры ячеек и соединены в бесконечную ленту, установленную на системе приводных и неприводных шкивов 7 и 8. Данное решение позволяет плавно управлять скоростью охлаждения, например, при прокатке с ускорением. Шкивы 7 и 8 служат для подъема и опускания сетки в период пропускания переднего конца полосы, а также для перемещения сетки в зоне охлаждения. Одно из конструктивных решений, направленных на упрощение операции подъема и опускания сетки, показано на рис. 1.2. Сетка опускается после подачи воды в установку и поднимается после ее прекращения. С сеткой соединены резервуары 9, в которые подается часть струй воды 3, идущих на охлаждение металла 2. Регулирование начала подъема и опускания сетки производится изменением проходного сечения сливных отверстий 10 с помощью заслонок 11. Кроме того, сетка 4 имеет средства для удержания ее на поверхности 12 и противовесы 13, служащие для прохода полосы и прекращения подачи воды.

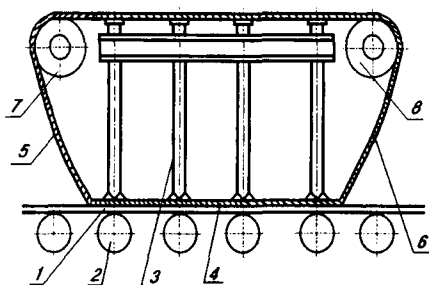


Рис. 1.1. Охлаждающее устройство с сеткой в виде бесконечной ленты

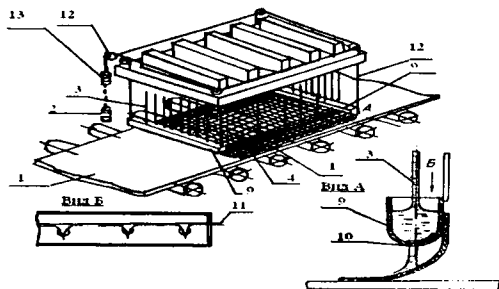


Рис. 1.2. Охлаждающее устройство с автоматическим подъемом и опусканием сетки

Вариант использования вместо сетки другой пористой структуры, в частности ферромагнитных частиц, показан на рис. 1.3. На металл помещен слой ферромагнитных частиц 14, который удерживается в зоне подачи струй магнитным полем, причем диполь магнитного поля располагают с противоположной стороны от охлаждаемой поверхности. Для этого в межроликовом промежутке рольганга установлены магнитные блоки. Магнитные блоки содержат магниты 16 и 17, создающие диполь магнитного поля, а также стенки 18 и 19 блока. Магнитный блок может быть установлен в межроликовом промежутке. Верхняя поверхность блока водоохлаждаемая и снабжена средствами подвода и отвода воды 21. Блок установлен на шарнире 22 для изменения положения блока относительно прокатываемой полосы. Изменение положения осуществляется посредством пневмоцилиндров 23 и 24.

Один из разработанных магнитных блоков изображен на рис. 1.4. Он состоит по меньшей мере из трех магнитов 25, установленных в корпусе 26 и связанных между собой шарнирами. Каждый магнит кинематически связан с приводом перемещения 27, выполненным в виде цилиндров 28 с независимым управлением. При работе устройства для изменения формы и размеров слоя ферромагнитного порошка выборочно перемещают магниты, регулируя расстояния между ними и охлаждаемой поверхностью.

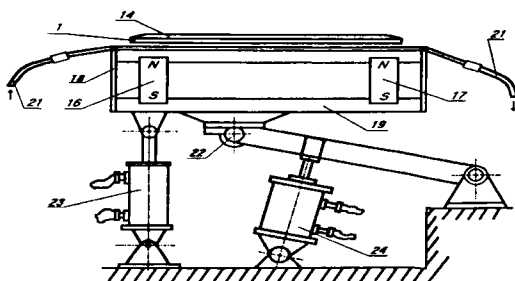


Рис. 1.3. Магнитный блок

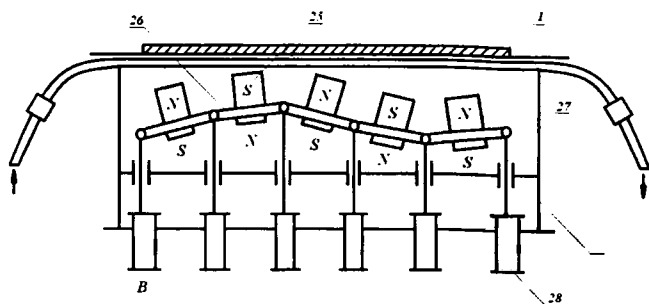


Рис. 1-4. Устройство для охлаждения с применением слоя ферромагнитных частиц

Анализ рассмотренных способов и устройств для охлаждения металла и полимерного материала позволил сделать вывод о том, что в качестве охлаждающего агента эффективней использовать воду, так как она обладает высоким коэффициентом теплоотдачи по сравнению с воздухом, более доступна, чем жидкий азот, экономична в плане вложения денежных средств. Анализ теплофизических процессов при охлаждении металла показал, что структура теплообменной системы несовершенна<sup>30</sup>. Главный ее недостаток заключается в разбрызгивании жидкости за пределами пятна растекания. Струйное охлаждение, таким образом, приводит к ограниченному по интенсивности теплосъему в отдельных пятнах растекания под каждой струей. В этих условиях площадь теплосъема равна суммарной площади пятен растекания. Поэтому под поверхностью охлаждения следует понимать не площадь охлаждаемой поверхности материала, а эффективную поверхность теплосъема, равную сумме площадей пятен растекания.

Несовершенство структуры теплообменной системы может быть устранено введением в контакт с охлаждаемой гуммированной полосой охлаждающей детали, полость которой частично заполнена имеющим пустоты капиллярно-пористым материалом, и подачей в полость и отводом из нее воды<sup>31</sup>. В качестве наполнителя можно использовать дисперсную структуру<sup>32</sup>.

Очевидно, можно располагать капиллярно-пористый материал непосредственно на движущейся гуммированной поверхности в зоне подачи струй охлаждающей жидкости. Для этого наиболее удобно использовать тканую проволочную сетку, так как она обладает легкостью, мягкостью и не препятствует прохождению полосы по роликам.

### 1.3. Оценка кинетики вулканизации гуммировочных покрытий в неизотермических условиях

Оценка степени вулканизации резин в изделиях известным в отечественной промышленности методом, не учитывающим изменение скорости вулканизации в зависимости от температуры<sup>33</sup>, не всегда позволяет правильно определить вулканизационные характеристики резин и их степень вулканизации в изделиях, что ограничивает возможности выбора необходимых резин, надежной оптимизации и интенсификации и проектирования перспективных режимов вулканизации. Кроме того, оценка кинетики неизотермической вулканизации практически не может быть проведена корректно и по комплексу свойств резин, ответственных за их эксплуатационное поведение в изделии, то есть соответственно назначению резин изделия.

Для того чтобы оценить, какие условия изотермической вулканизации при  $T=T_{\text{эKB}}=\text{const}$  эквивалентны неизотермическому процессу  $T=T(\tau)$  по продолжительности (дают те же результаты или одинаковые степени изотермической и неизотермической вулканизации), рассчитывают эквивалентные неизотермическому процессу времена изотермической вулканизации  $S_{\text{эKB}}$ , принимая определенные допущения о характере реакции. Это продолжительность вулканизации, необходимая для достижения одинакового уровня свойств (одного и того же эффекта вулканизации).

Введем понятие температурного коэффициента вулканизации ( $K$ ). Температурный коэффициент вулканизации – это отношение продолжительности вулканизации  $\tau_{(T+a)}$  и  $\tau_T$  при двух постоянных температурах  $(T+a)$  и  $T$  или обратное отношение констант скоростей реакций.

Для  $K_a = \text{const}$  в промышленности принято  $a = 10$ ,  $K = 2$ . На самом деле это правило приближенно выполняется лишь в узком диапазоне температур 403–423 К (130–150°C) для резин, у которых реакция вулканизации характеризуется энергией активации  $U = 23,8$  ккал/моль.

Если считать константу скорости реакции функцией абсолютной температуры  $T$  по уравнению Аррениуса, где

$Q_a = U$ , то получим следующее:

$$K = \frac{K_0 \cdot \exp\left(-\frac{U}{R \cdot (T+10)}\right)}{K_0 \cdot \left(-\frac{U}{R \cdot T}\right)} = \exp\left[\frac{U}{R} \cdot \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T+10}\right)\right] = \exp\left(\frac{U \cdot 10}{R \cdot T^2}\right) \quad , \quad (1.1)$$

где  $R$  – универсальная газовая постоянная.

Таким образом, температурный коэффициент вулканизации при  $T_1 = 411$  К (138°C) для  $U = 23,8$  ккал/моль и  $T_2 = 421$  К (148°C) равен 2. Однако  $K$  есть функция температуры  $T$ .

Если  $T_1 = 451$  К (178°C), то из (1.1) получим  $K = 1,78$ , а для  $T_1 = 351$  К (118°C)  $K = 2,15$ .

С понижением температуры температурный коэффициент вулканизации  $K$  растет, а с повышением – уменьшается. Чем выше энергия активации  $U$ , тем больше  $K$ , и наоборот. Так, для  $U = 12$  ккал/моль при  $T_1 = 411$  К температурный коэффициент вулканизации равен 1,52, а для  $U = 36$  ккал/моль при той же  $T_1$  он составляет 2,85.

Эквивалентные времена вулканизации определяются по одинаковым эффектам  $E$  разных по температурному режиму процессов.

Эффект вулканизации при переменной температуре равен:

$$E = \int_{\tau_{\text{из}}}^{\tau_B} I \cdot d\tau, \quad (1.2)$$

где  $I$  – относительная интенсивность неизотермического процесса вулканизации  $T(\tau)$  для  $K = 2$ ;  $a = 10$ ;  $T_0 = 373$  К (100°C) ( $T_0$  – стандартная температура, для которой  $I$  равна единице):

$$I = K^{(T(\tau)-373)/10} \quad (1.3)$$

Тогда для  $K(T)$  по формуле (1.1) получим:

$$E = \exp\left(\frac{U}{R \cdot T_0}\right) \cdot \int_{\tau_0}^{\tau_B} \frac{d\tau}{\exp\left(\frac{U}{R \cdot T(\tau)}\right)} \quad (1.4)$$

При постоянной температуре обозначим интенсивность процесса через  $I_{\text{из}}$ , тогда

$$E = I_{\text{из}} \cdot \tau, \quad (1.5)$$

где  $\tau$  – продолжительность изотермического процесса. Например, для  $T = T_{\text{экв}} = \text{const}$  и  $K = 2$ ,  $a = 10$  получим:

$$I_{\text{из}} = 2^{(T_{\text{экв}} - 373) / 10} \quad (1.6)$$

Из (1.5) видно, что  $E_{0T_{\text{экв}}} = I_{T_{\text{экв}}}$  при  $\square = 1$ . Для неизотермического процесса  $T(\tau)$  при  $K=K(T)$  по (1.1) имеем:

$$I_{\text{из}K} = K(T) = E_0 = \frac{\exp[U / (R \cdot T_0)]}{\exp[U / (R \cdot T_{\text{экв}})]} \quad (1.7)$$

Если эффекты вулканизации  $E$  равны в изотермическом и неизотермическом процессах, причем неизотермический процесс длится от  $\tau_0$  до  $\tau_B$ , то  $\tau = S_{\text{экв}}$  изотермического процесса находится из их равенства:

$$S_{\text{экв}} = \exp\left(\frac{U}{R \cdot T_{\text{экв}}}\right) \cdot \int_{\tau_0}^{\tau_B} \frac{d\tau}{\exp[U / (R \cdot T(\tau))]} \quad (1.8)$$

Поскольку обычно температурные замеры в вулканизуемом изделии и расчеты  $T(\tau)$  производят через определенные промежутки времени ( $\Delta t$ ), то

закон Генри<sup>34</sup>, записанный в виде  $c = \frac{(\Delta V)_1}{V}$ , где  $V$  – объем образца<sup>35</sup>, применяя правило трапеций Симпсона, следует переписать в конечно-разностном виде:

$$S_{\text{жв}} = m \cdot (\Delta \tau) \cdot \exp\left(\frac{U}{R \cdot T_{\text{жв}}}\right) \cdot \left[ \sum_{i=2}^{n-1} \frac{1}{\exp\left(\frac{U}{R \cdot T_i}\right)} + \frac{1}{2} \left( \frac{1}{\exp\left(\frac{U}{R \cdot T_1}\right)} + \frac{1}{\exp\left(\frac{U}{R \cdot T_n}\right)} \right) \right] \quad (1.9)$$

где  $m \cdot (\Delta \tau) \tau = (\tau_B - \tau_0)$ .

Определение энергии активации  $U$  обычно производят на вулканометрах, реометрах, вискозиметрах, кьюрометрах<sup>36</sup>, набирая данные для расчета по следующей формуле для энергии активации:

$$Q_a = \frac{\lg(K_2 / K_1) \cdot 4,576 \cdot T_1 \cdot T_2}{(T_2 - T_1)}$$

при двух температурах  $T_1$  и  $T_2$  на стадии структурирования до достижения одного и того же уровня (относительного) амплитудного значения сдвигового усилия (на кьюрометрах – сдвиговой деформации). Можно то же определять по любым кинетическим кривым и свойствам, чувствительным к степени вулканизации.

Константы скорости находятся из представления о реакции взаимодействия каучука с серой как реакции первого порядка.

Если при термообработке покрытий имеется индукционный период, то обычно его продолжительность в изотермическом процессе такова:

$$\tau_{\text{инд}} = \tau_{00} \cdot \exp\left(\frac{U_{\text{инд}}}{R \cdot T}\right) \quad (1.10)$$

причем часто  $U_{\text{инд}} = U$ , то есть энергии активации периода собственно вулканизации и индукционного периода практически совпадают.

Для облегчения расчетов  $S_{\text{жв}}$  при  $T_{\text{жв}}$  и разных значениях  $U$  составлены вспомогательные таблицы. В них рассчитаны  $S_{\text{жв}}$  за минуту при различных постоянных температурах для  $T_{\text{жв}} = 416 \text{ K}$  ( $143^\circ\text{C}$ ) и  $U = 23,8$  ккал/моль.

Если нет таблиц, а энергия активации определена, например  $U = 26,2$  ккал/моль, то в соответствии с описанной методологией вычисляют по формуле (1.9) величины  $\square S_{\text{жв}}$ .

Если полученные  $S_{\text{жв}}$  при  $T_{\text{жв}} = 416 \text{ K}$  необходимо перевести в значения при других  $T_{\text{жв}}$ , то пользуются переводными (для  $T_{\text{жв}} = 416 \text{ K} = 143^\circ\text{C}$ ) коэффициентами, которые зависят от  $T_{\text{жв}}$  и  $U$ .

## Выводы

Анализ известных технических решений дает основание сделать вывод о том, что основными хладагентами являются вода и воздух. Выбор воды в качестве хладагента обусловлен в основном ее сравнительной доступностью и достаточно высоким коэффициентом теплоотдачи. Главный ее недостаток состоит в разбрызгивании жидкости за пределами пятна растекания. Струйное охлаждение, таким образом, приводит к ограниченному по интенсивности теплосъему в отдельных пятнах растекания под каждой струей. Проведенная работа позволяет поставить следующие задачи, которые предстоит решить далее:

- разработать математическую модель процесса теплообмена при охлаждении гуммировочных покрытий, позволяющую рассчитывать температурные поля в изготавливаемых промышленностью изделиях сложной формы;
- провести эксперимент по охлаждению гуммировочного покрытия с целью вывода критериальных уравнений для расчета коэффициента теплоотдачи;
- разработать устройство для устранения несовершенства структуры теплообменной системы при струйном охлаждении.

<sup>1</sup> См.: Emmerson G.S. The effect of pressure and surface material on the Leidenfrost point of discrete drops of water // Heat and Mass Transfer. 1975. V. 18. № 3. P. 381–386.

<sup>2</sup> См.: Пат. № 2094118 Франция, МКИ F 28 F 5/00, 1972; Пат. № 49-1034 Япония, МКИ В 29 D 7/00, 1974.

<sup>3</sup> См.: А. с. № 352 СССР, МКИ В 29 В 3/00. Устройство для термической обработки ленточного резинового материала / В.Д. Чистяков, М.П. Михайлов. Заявл. 15.11.1974; Оpubл. 12.30.1975; А. с. № 1399138 СССР, МКИ В 29 В 13/04. Устройство для охлаждения ленточного полимерного материала / В.К. Битюков, В.Н. Колодежнов, Л.М. Сырицын. Заявл. 02.12.1986; Оpubл. 30.05.1988; А. с. № 361090 СССР, МКИ В 29 В 3/00. Установка для охлаждения резинового полотна / Я.С. Пергамент, Ю.А. Арфеев. Заявл. 23.06.1972; Оpubл. 01.01.1973; А. с. № 446432 СССР, МКИ В 29 F 3/08. Способ охлаждения экструдруемого изделия / В.З. Фещенко, И.И. Чернобыльский, Ю.Е. Лукач, В.В. Малиновский. Заявл. 04.02.1972; Оpubл. 15.10.1974; А. с. № 1502364 СССР, МКИ В 29 В 13/04. Устройство для охлаждения ленточного полимерного материала / И.Н. Березкин, В.К. Битюков, В.Н. Колодежнов, Ю.И. Лихачев. Заявл. 28.09.1987; Оpubл. 23.08.1989; А. с. № 348366 СССР, МКИ В 29 В 3/00. Устройство для охлаждения вальцующей резиновой ленты / В.В. Проскурин, Г.Н. Вороненков. Оpubл. 01.01.1972.

<sup>4</sup> См.: Виноградов Ю.М. Износостойкие материалы в химическом машиностроении: Справочник. Л., 1977. С. 179–247.

<sup>5</sup> См.: Пат. № 54-114583 Япония, МКИ В 29 Н 7/00, 1979; Пат. № 56-82223 Япония, МКИ В 29 D 23/04, 1981.

<sup>6</sup> См.: А. с. № 352 СССР, МКИ В 29 В 3/00. Устройство для термической обработки ленточного резинового материала / В.Д. Чистяков, М.П. Михайлов. Заявл. 15.11.1974; Оpubл. 12.30.1975.

<sup>7</sup> См.: Там же.

<sup>8</sup> См.: А. с. № 504667 СССР, МКИ В 29 Н 3/00. Агрегат для изготовления заготовок протекторов велосипедных покрышек / В.Ф. Рожков, А.Г. Постернак, В.П. Опанасюк, В.А. Козырьков. Заявл. 14.05.1973; Оpubл. 28.02.1976.

<sup>9</sup> См.: А. с. № 1399138 СССР.

<sup>10</sup> См.: А. с. № 839699 СССР, МКИ В 29 В 3/00. Устройство для охлаждения ленточного полимерного материала / Я.С. Пергамент, А.Г. Маков, Ю.А. Арфеев, В.Л. Могтлевский. Заявл. 24.09.1979; Оpubл. 23.06.1981.

<sup>11</sup> См.: А. с. № 361090 СССР.

<sup>12</sup> См.: А. с. № 537834 СССР, МКИ В 29 D 7/20. Устройство для охлаждения ленточного термопласта / Т.М. Новицкая, Н.А. Симоненко, Ю.Е. Лукач, С.И. Доброногова. Заявл. 20.05.1975; Оpubл. 05.12.1976.



<sup>13</sup> См.: А. с. № 937174 СССР, МКИ В 29 Н 3/00. Устройство для термической обработки ленточного резинового материала / С.И. Моднов, Г.М. Гончаров, А.А. Ломов, Н.Г. Бекин. Заявл.16.12.1980; Оpubл. 23.06.1982.

<sup>14</sup> См.: А. с. № 446432 СССР.

<sup>15</sup> См.: А. с. № 1502364 СССР.

<sup>16</sup> См.: Расчет трехслойной пластины с учетом расслоений / В.В. Дерюшев, В.Н. Кобелев, В.У. Котельников // Изв. вузов. Машиностроение. 1982. № 5. С. 16–20; Динер А.Л. Обзор литературы по теплопередаче при струйном охлаждении // Черные металлы. 1976. № 4. С. 27–29.

<sup>17</sup> См.: Сырицин Л.М. Охлаждение резинового полотна в процессе транспортирования на газожидкостной несущей прослойке: Автореф. канд. техн. наук. Тамбов, 1988. 24 с.

<sup>18</sup> См.: А. с. № 341661 СССР, МКИ В 29 В 3/00. Установка для охлаждения листовых резиновых смесей / В.Д. Чистяков, М.П. Михайлов, И.Я. Тимофеев. Оpubл. 01.01.1972.

<sup>19</sup> См.: А. с. № 1502364 СССР.

<sup>20</sup> См.: А. с. № 348366 СССР.

<sup>21</sup> См.: Расчет требуемого расхода воды при ламинарном охлаждении полосы на отводящем рольганге широкополосного стана / А.И. Гершев, В.И. Зюзин, Г.А. Щуккин, Л.Л. Ломтев // Сталь. 1972. № 7. С. 658–660.

<sup>22</sup> См.: А. с. № 2930004 СССР, МКИ В22 11/14, В21В45/02, В21В1/46. Способ охлаждения горячего металла и устройства для его реализации / А.Н. Шичков, С.Б. Ябко, Ю.М. Чуманов, С.М. Шекин. Заявл. 13.06.80; Решение о выдаче авторского свидетельства 25.08.80.

<sup>23</sup> См.: А. с. № 353987 СССР. Способ охлаждения листовой стали / В.Я. Савенков, К.Ф. Стародубов, М.А. Столпаков. Заявл. 27.12.69; Оpubл. 10.11.72.

<sup>24</sup> См.: А. с. № 3630374 СССР, МКИ В21В45/02. Устройство для охлаждения горячего металла / А.Н. Шичков, С.М. Шекин, Ю.М. Чуманов. Заявл. 29.06.83; Решение о выдаче авторского свидетельства 10.04.84; А. с. № 571313 СССР. Способ охлаждения прокатных валков станом горячей прокатки / В.Н. Хлопонин. Заявл. 18.04.75; Оpubл. 1977. Бюл. № 33.

<sup>25</sup> См.: А. с. № 571313 СССР; А. с. № 925465 СССР. Устройство для охлаждения проката / В.А. Белый, В.К. Беспалко, В.А. Ковалев. Заявлено 02.04.80; Оpubл. 1982, Бюл. № 17.

<sup>26</sup> См.: Там же.

<sup>27</sup> См.: А. с. № 939152 СССР, МКИ В21В45/02. Устройство для охлаждения горячекатанного металла / Ф.Е. Долженков, Ю.В. Коновалов, Т.С. Литвинова. Заявл. 11.07.80; Оpubл. 1982, Бюл. № 17.

<sup>28</sup> См.: А. с. № 266703 СССР. Устройство для охлаждения проката / И.В. Франценок, В.Ф. Лифанов, В.О. Медник. Заявл. 25.01.69; Оpubл. 1970, Бюл. № 19.

<sup>29</sup> См.: А. с. № 910267 СССР, МКИ В21В43/02. Устройство для охлаждения горячекатанного металла / Ф.Е. Долженков, Ю.В. Коновалов, Т.С. Литвинова и др. Заявл. 12.03.80; Оpubл. 1982, Бюл. № 4.

<sup>30</sup> См.: Водовоздушное охлаждение на МНЛЗ / В.М. Паршин, В.П. Коротков, В.П. Землянский, И.А. Добродон, В.А. Влох // Сталь. 1992. № 3. С. 37–38; Эффективность использования воды для струйного охлаждения горячего проката / А.В. Третьяков, В.Г. Дрозд, А.С. Чижиков // Труды ВНИИ металлургического машиностроения. 1972. № 3. С. 156–161; Исследование теплообмена верхней поверхности горячекатанного листа с водой, тепловые процессы при производстве листового проката / С.М. Шекин, В.Н. Вопилов // Межвузовский сборник. Л.: СЗПИ, 1983. С. 46–51; Diener A. Der Waermuebergang Beim Kuehlen von Heissen Stahlroerflaechen mit Wasser. Berlin, 1975. S. 78–86; Emmerson G.S. The effect of pressure and surface material on the Leidenfrost point of discrete drops of water.

<sup>31</sup> См.: Интенсивность теплообмена при душировании горячекатанного листа / В.Н. Вопилов, В.Г. Лабейш // Теория и практика производства широкополосной стали. М., 1979. С. 17–22.

<sup>32</sup> См.: Исследование теплообмена верхней поверхности горячекатанного листа с водой, тепловые процессы при производстве листового проката / С.М. Шекин, В.Н. Вопилов. С. 46–51; Шекин С.М. Разработка усовершенствованных способов и конструктивных решений охлаждающих устройств для горячего металла: Автореф. канд. техн. наук. Л., 1985. 16 с.

<sup>33</sup> См.: Оценка кинетики неэнтермической вулканизации: Тем. обзор / А.И. Лукомская, В.П. Сапрыкин, Е.П. Милкова, В.А. Ионов. М., 1985. 66 с.; Оценка степени вулканизации резин в изделиях: Тем. обзор / А.И. Лукомская, Е.Т. Минаев, Л.Б. Кеperша, Б.М. Милкова. М., 1972. 44 с.

<sup>34</sup> См.: Оценка степени вулканизации резин в изделиях: Тем. обзор / А.И. Лукомская, Е.Т. Минаев, Л.Б. Кеperша, Б.М. Милкова.

<sup>35</sup> См.: Там же.

<sup>36</sup> См.: Резниковский М.М., Лукомская А.И. Механические испытания каучука и резины. М., 1968. 500 с.

## **2. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛООБМЕНА ПРИ ОХЛАЖДЕНИИ ГУММИРОВОЧНЫХ ПОКРЫТИЙ**

### **2.1. Температурные поля в резиноталлических объектах в процессе вулканизации**

При изготовлении и эксплуатации резиноталлических изделий наличие клеевых соединений между гуммировочным покрытием и металлом, а также между слоями покрытия вносит специфику в формирование температурных полей<sup>1</sup>.

Процесс вулканизации обкладок гуммированных объектов – один из наиболее сложных тепловых процессов, протекающих в изменяющихся во времени тепловых потоках и теплообмене между теплоносителем и нагреваемым объектом, зависящих от нестационарного распределенного поля температур в вулканизуемом объекте<sup>2</sup>. Скорость прогрева обкладок резиноталлических изделий ограничена их тепловыми свойствами, обусловленными составом, конфигурациями и размерами объекта. При вулканизации в индукционный период происходит течение резиновых смесей и изменяется положение границ между слоями резиноталлического изделия; при нагреве покрытий выделяется теплота вследствие экзотермичности реакции вулканизации; тепловые свойства отдельных слоев и элементов резиноталлического изделия могут быть различными и зависящими от температуры. При вулканизации обкладок гуммированных объектов нужно обеспечить в минимальные сроки такое распределение и изменение температур по времени, при которых для данного типа обкладки, применяемых материалов и рецептов эластомеров сочетание комплекса основных свойств готового покрытия резиноталлического изделия наилучшее. Эти требования можно обеспечить выбором рационального теплового режима вулканизации обкладок.

Выбор режима вулканизации основан на анализе температурных полей в резиноталлическом изделии и объективной оценке результатов их воздействия на процесс вулканизации<sup>3</sup>.

Определение температурного поля листового резиноталлического изделия при вулканизации в псевдооживленном инертном теплоносителе и методом простой конвекции измерением температуры одновременно в нескольких точках объема эластомера проведено на установке периодического действия<sup>4</sup>.

На процесс вулканизации обкладок в инертном зернистом теплоносителе влияет большое количество факторов (температура термообработки, продолжительность вулканизации, толщина металлического слоя, толщина обкладки, состав и технологические свойства резиновых смесей, скорость оживающего агента и др.), и проверить на опыте все возможные сочетания этих факторов практически невозможно из-за большого их числа сочетаний. В связи с этим при проведении экспериментов использовали методику рацио-

нального планирования эксперимента<sup>5</sup>. В качестве основных (первичных) факторов, влияющих на качество готовых обкладок, приняты температура обработки  $T$ , продолжительность термообработки  $\tau$ , толщина металлического слоя  $\delta_{ст}$  и обкладки  $\delta_{об}$ . В табл. 2.1 приведен пример планирования опытов по вулканизации обкладок для четырех факторов и четырех вариантов из них.

Изменение температуры в массиве резиновой обкладки, стальном слое и окружающей среде контролировали электронными потенциометрами типа КВТ. Измерения температур проводили с помощью хромель-копелевых термопар ХК. Расчет погрешности измерений термопарами из-за потерь теплоты через термопару термоотводом, охлаждения измеренного участка изделия и нагрева термопары проводили по методике, описанной в работе В.А Осиповой<sup>6</sup>. Продолжительность испытаний определяли временем достижения установившегося теплового состояния, когда температуры во всех контролируемых точках стабилизировались.

Таблица 2.1

**Комбинационный квадрат для четырех вариантов четырех факторов влияния ( $T$ ,  $\tau$ ,  $\delta_{об}$ ,  $\delta_{ст}$ )**

Т. К		413				418				423				428			
$\delta_{об}$ мм	$T, C$ мм	1800	2700	3600	4500	1800	2700	3600	4500	1800	2700	3600	4500	1800	2700	3600	4500
		1.5	1														
	2																
	3																
	4																
3.0	1																
	2																
	3																
	4																
4.5	1																
	2																
	3																
	4																
6.0	1																
	2																
	3																
	4																

Такое состояние соответствовало тепловому равновесию резинометаллического образца и характеризовало начало наиболее теплонапряженного режима вулканизуемых обкладок. Термопары устанавливали перед вулканизацией между слоями, на стыке соседних слоев эластомеров и на стыке обкладок с металлическим слоем.

В зависимости от состава эластомера, толщины обкладки и стального слоя, условий термообработки установившийся режим наступал через

780...2400 с. На рис. 2.1 представлены результаты изменения температуры в обкладках марки 1814 + 1976 на основе синтетического бутадиенового каучука СКБ. Очевидно, что температурное поле в резинометаллическом образце асимметрично относительно оси симметрии обкладки. В начале процесса вулканизации покрытий из-за малой теплопроводности резины возникает значительный перепад температуры между поверхностью изделия и его серединой. Наиболее высокую температуру внутри образца в этот момент времени наблюдали в наружных слоях – стальном слое и внешнем слое обкладки из резины марки 1976 на основе каучука СКБ, самую низкую температуру в начальный период вулканизации – в подслое из эбонита, примыкающем к стальному слою. Экспериментальное исследование температурного поля в резинометаллических изделиях с покрытиями из эбонитов показало, что их температурные поля также асимметричны относительно оси симметрии поперечного сечения обкладки. Так, на рис. 2.2 показано распределение температуры в резинометаллическом образце с обкладкой из эбонита марки 1752 на основе НК + СКБ (четыре слоя).

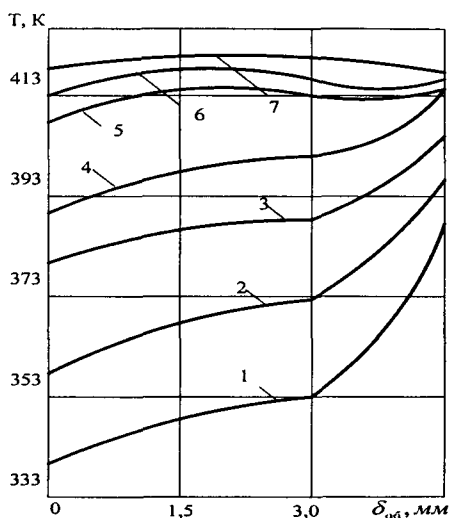


Рис. 2.1. Кривые распределения температуры в покрытии марки 1814 (СКБ) + два слоя 1976 (СКБ) при  $\delta_{об} = 2$  мм и  $T_c = 418$  К и различном времени вулканизации: 1 – 90 с; 2 – 150 с; 3 – 240 с; 4 – 300 с; 5 – 780 с; 6 – 900 с; 7 – 1400 с.

Установившийся тепловой режим наступал через 1530 с. При дальнейшей термообработке обкладок из эбонитов наблюдали повышение температуры внутри обкладок выше температуры псевдоожиженного слоя, причем более значительное, чем при вулканизации резиновых обкладок. Доказательством внутреннего тепловыделения, связанного с экзотермической реакцией вулканизации, служит то, что во время вулканизации эластомерные покрытия

в середине нагревались выше температуры теплоносителя. Повышение температуры обусловлено содержанием связанной серы в эластомере: чем ее больше, тем температура выше. В эбонитовых смесях выделяется при вулканизации до  $920 \times 10^3$  Дж/кг каучука<sup>7</sup>.

Скорость вулканизации и степень ее протекания (степень вулканизации) зависят от температуры, а следовательно, от количества подведенной тепловой энергии. В свою очередь тепловой эффект реакций представляет собой функцию степени вулканизации. При вулканизации можно количественно определить ее скорость. Если в системе выделяется много теплоты и ее реакционная способность ограничена, происходит выделение летучих продуктов, порообразование и деструкция полимера. Сопоставляя скорости тепловыделения и вулканизации, можно заметить условия, при которых тепловые эффекты вулканизации оказывают отрицательное влияние на качество обкладок резинометаллических объектов. Особенно это заметно при высоких температурах вулканизации (выше 428 К). Результаты экспериментов по вулканизации покрытий марок 1814 + 2566 и 1752 при толщине стальной основы 2 мм показали, что время установления теплового состояния, при котором температура во всех контролируемых точках равна температуре среды ( $T_c = 418$  К), растет с увеличением толщины покрытия. Исследования по определению времени прогрева покрытий марок 1814 (СКБ) + четыре слоя 2566 (НК + СКБ) и четыре слоя 1752 (НК + СКБ) показали, что время достижения установившегося теплового состояния обкладок ( $T_c = 423$  К) растет также с увеличением толщины металлического слоя. Однако влияние геометрических параметров покрытий на прогрев резинометаллических изделий с резиновыми и эбонитовыми обкладками не одинаково: указанные факторы больше влияют на прогрев резиновых обкладок. С повышением температуры инертного зернистого теплоносителя уменьшается время прогрева резинометаллического изделия, что влияет на скорость вулканизации обкладок. Таким образом, при повышенных температурах вулканизирующей среды значительно сокращается общее время вулканизации обкладок, и необходимо учитывать влияние тепловых эффектов вулканизации, чтобы не произошло порообразования и деструкции полимера в вулканизате.

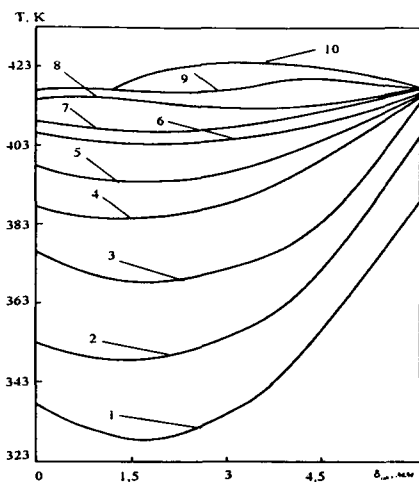


Рис. 2.2. Кривые распределения температуры в четырёхслойном покрытии марки 1752 (НК + СКБ) при  $T_{cm}=418K$  и различном времени вулканизации: 1 – 30 с; 2 – 60 с; 3 – 120 с; 4 – 180 с; 5 – 240 с; 6 – 360 с; 7 – 600 с; 8 – 720 с; 9 – 1530 с; 10 – 1800 с.

## 2.2. Определение количества теплоты, выделенного внутренними источниками в процессе вулканизации

Попытка количественного анализа термограмм применительно к вулканизатам была предпринята Блэйком. При этом он не учитывал коэффициент теплопроводности  $\lambda$  эластомеров.

Оберто разработал методику сравнения нагрева резиновых смесей при вулканизации в образцах-пластинах при наличии и отсутствии вулканизующего агента, однако расчет им был проведен недостаточно корректно.

Метод термографических балансов Н.А. Занемонец и В.О. Фогеля<sup>8</sup> основан на решении уравнения

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = \frac{\lambda}{c\rho} \cdot \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{q_v}{c\rho} \quad (2.1)$$

для одномерного потока в неограниченной пластине при симметричном ее нагреве.

Если  $a = \frac{\lambda}{c\rho}$  – коэффициент температуропроводности,  $\delta$  – полутолщина пластины,  $x$  – расстояние от «центра» (середины пластины),  $T_n$  – температура

поверхности,  $T_u$  – температура в центре, то температура  $T(x)$  на расстоянии  $x$  выражается формулой:

$$T(x) = T_u - (T_u - T_n) \cdot \left(\frac{x}{\delta}\right)^2. \quad (2.2)$$

Отсюда следует, что для нахождения теплового эффекта  $q_v$  (количества теплоты в данный момент времени  $\tau$ , выделенной за единицу времени при температуре  $T$ ) достаточно измерить температуру  $T(x)$  и разность температур на поверхности и в центре пластины

$$\Delta T = T_u - T_n \quad (2.3)$$

как функцию времени  $\tau$  и знать теплофизические характеристики материала  $c\rho$  и  $\lambda$ .

Поскольку

$$-\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} = \frac{2(T_u - T_n)}{\delta^2} = \frac{2\Delta T}{\delta^2}, \quad (2.4)$$

а при  $T_n = const$

$$\frac{\partial T_u}{\partial \tau} = \frac{\partial(\Delta T)}{\partial \tau}, \quad (2.5)$$

то

$$q_v = c\rho \frac{\partial(\Delta T)}{\partial \tau} + \frac{2\lambda\Delta T}{\delta^2}. \quad (2.6)$$

Суммарное количество теплоты  $q_{v\text{сумм}}$ , выделенное за период вулканизации от  $\tau_0$  до  $\tau_n$  при температуре  $T(x, \tau)$  в единице объема, может быть рассчитано методом численного интегрирования:

$$q_{v\text{сумм}} = \int_{\tau_0}^{\tau_n} q_v d\tau. \quad (2.7)$$

В дальнейшем Н.А. Занемонец и В.О. Фогелем<sup>9</sup> метод расчета был упрощен, исходя из того обстоятельства, что реакция в тонкой пластине начинается по достижении значения температуры  $T(x) = T_n$ , а к окончанию реакции температура в пластине оказывается равной той же постоянной температуре термостата  $T_n$ . Это означает, что все выделенное в результате реакции тепло отведено за счет теплопроводности не аккумулируясь, то есть

$$\int_{\tau_0}^{\tau_n} c\rho \frac{\partial T_{cp}}{\partial \tau} d\tau = 0,$$

где  $T_{cp}$  – температура, средняя по толщине пластины, откуда

$$q_{\text{всумм}} \approx \frac{2\lambda}{\delta^2} \int_{\tau_0}^{\tau_m} \Delta T d\tau. \quad (2.7A)$$

Для определения  $q_{\text{всумм}}$  достаточно найти коэффициент теплопроводности  $\lambda$  и определить одну лишь дифференциальную термограмму  $\Delta T - \tau$ , не измеряя теплоемкости и не проводя записи простой термограммы  $T - \tau$ .

Как показали исследования, заметный эффект тепловыделения получается при содержании серы 8–10% весовых частей. Тепловые эффекты вулканизации зависят от температуры вулканизации. Тепловой эффект реакции вулканизации смеси на основе НК с двумя весовыми частями дифенилгуанидина и тремя весовыми частями серы составляет при 423 К 9,96 Вт. Ускорители оказывают существенное влияние на скорость тепловыделений и величину теплового эффекта. В эбонитовых смесях выделяется при вулканизации до 256 Вт.

Методом термографических балансов для вулканизации монолитных пластин установлено, что термограммы описываются зависимостями вида

$$\Delta T = A\tau^B e^{(-D\tau)}, \quad (2.8)$$

где  $\tau$  – время;  $\Delta T$  – разность температур на внутренней и внешней поверхностях пластины, К.

Коэффициенты  $A$ ,  $B$  и  $D$  получают при термографическом исследовании. На рис. 2.3 и 2.4 показаны изменение температуры в процессе вулканизации образцов с различным содержанием серы и тепловой эффект реакции вулканизации натурального каучука и СКС-30 в зависимости от содержания связанной серы.

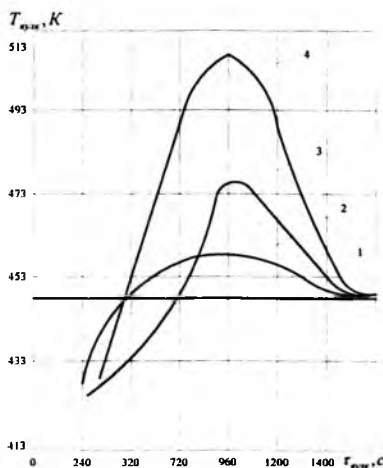


Рис. 2.3. Изменение температуры в процессе вулканизации образцов с различным содержанием вулканизирующего агента (серы):

1 – без серы; 2 – 6% S; 3 – 10% S; 4 – 14% S



### 2.3. Определение характеристик конвективного теплообмена при изготовлении гуммированных объектов

Экспериментальное исследование конвективного теплообмена большей частью сводится к нахождению коэффициентов теплоотдачи.

Методы определения коэффициентов теплоотдачи можно разделить на стационарные и нестационарные. В стационарных методах должны быть достигнуты такие условия, при которых ни температуры, ни тепловые потоки не меняются во времени. В этом случае коэффициент теплоотдачи  $\alpha$  определяется из закона Ньютона – Рихмана.

Для определения  $\alpha$  необходимо измерить  $T_{CT}$  и  $T_{ж}$  и найти плотность теплового потока. Последняя может быть определена на основе других физических процессов. Например, при использовании электрического нагревателя постоянной мощности тепловой поток рассчитывается по формуле:

$$q = \frac{0,86 \cdot \Delta E \cdot I}{A} = \frac{0,86 \cdot R \cdot I^2}{A}$$

где  $A$  – площадь нагревателя, контактирующего с поверхностью образца пластины,  $m^2$ ;  $\Delta E$  – напряжение, В;  $I$  – сила тока, А;  $R$  – сопротивление нагревателя, Ом.

Этот способ называется методом постоянного теплового потока<sup>10</sup>.

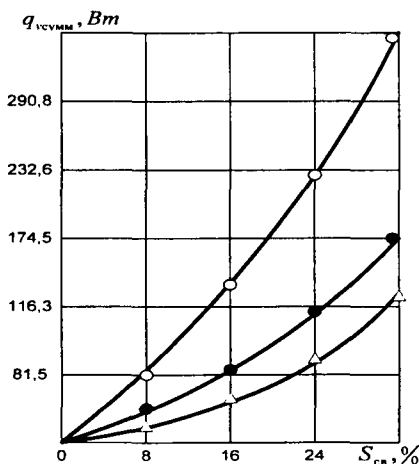


Рис. 2.4. Тепловой эффект реакции вулканизации  $q_{v, сумм}$  натурального каучука и СКС-30 в зависимости от содержания связанной серы: 1 – для НК (Blacke J.T.); 2 – для НК (Jessup R.S.); 3 – для СКС-30

Когда условия теплообмена таковы, что потоки меняются по поверхности теплообмена, то поскольку  $\alpha$  – функция величины потока, измеряют малые значения потоков на элементарных площадках:

$$dQ = \alpha (T_{ст} - T_{ж}) dA.$$

Средний коэффициент теплоотдачи  $\bar{\alpha}$  можно рассчитать разными способами. Если коэффициент теплоотдачи  $\alpha$  изменяется на поверхности по двум направлениям, то  $\bar{\alpha}$  находят из выражения

$$\bar{\alpha} = \frac{\bar{q}}{\Delta T} = \frac{\int_0^A q \cdot dA}{\int_0^A \Delta T \cdot dA}, \quad (2.9)$$

где  $q$  и  $\bar{q}$  и  $\Delta T$  и  $\bar{\Delta T}$  и  $A$  – соответственно местные и средние тепловые потоки, температурные напоры и поверхности.

Часто осреднение коэффициента теплоотдачи производят также по формуле

$$\bar{\alpha} = \frac{\int_0^A \alpha \cdot dA}{A}.$$

Осреднение по формулам (2.9) и (2.10) может дать разные результаты.

Как указывается в ряде работ<sup>11</sup>, предпочтительнее пользоваться формулой (2.9), поскольку, применяя (2.10), трудно получить правильное значение средней плотности теплового потока: необходимо вводить в расчет специально подобранный средний температурный напор.

В стационарных методах независимое определение теплового потока не представляет трудности, так как поток не меняется во времени. При обогреве или охлаждении поверхности жидкостью, изменяющей свое агрегатное состояние (кипение, конденсация пара), тепловой поток вычисляется по температурам, количеству теплоносителя  $G$ , теплоте перехода и теплоемкости  $c_p$ , например, для конденсации пара:

$$Q_n = G_n (H'' - H') = G_n [r + c_p'' (T_{пер} - T_n) + c_p' (T_n - T_{охл})]$$

где  $H''$ ,  $H'$ ,  $c_p''$ ,  $c_p'$  – энтальпии и теплоемкости греющего пара и конденсата;  $T_{пер}$ ,  $T_n$ ,  $T_{охл}$  – температуры перегретого пара, насыщения и переохла-

$$r - \quad (2.10)$$

жденного конденсата;  $Q_n$  – теплота парообразования (при  $p = const$ ).

Аналогично рассчитывается тепловой поток для кипящей жидкости в качестве теплоносителя<sup>12</sup>.

Описанные способы называются методами конденсации и кипения. Местная и средняя теплоотдача обычно различны для условий постоянного и переменного тепловых потоков, поэтому меняющийся по сечению (хотя и стационарный по времени) тепловой поток, вызывая деформацию температурного поля, приводит к иным значениям  $\alpha$ , нежели однородный тепловой поток.

Методы нестационарного теплообмена более сложны, чем методы стационарного теплообмена, уже потому, что обычно приходится изыскивать способы определения часто меняющихся по времени тепловых потоков. Исключение составляют методы регулярного режима.

Поскольку  $\alpha$  – функция режима, при нахождении коэффициента теплоотдачи нельзя ограничиться выбором какого-либо одного режима; предпочтительнее находить зависимость от режима или по крайней мере проводить измерения в интересующих нас условиях теплообмена.

Согласно теории регулярного режима 1-го рода<sup>13</sup> темп нагрева  $m$  образца при  $\alpha = \text{const}$  определяется из соотношения

$$m = \psi \cdot \frac{\bar{\alpha} \cdot A}{G \cdot c}, \quad (2.11)$$

$$\text{где } \psi = \frac{\bar{\Theta}_s}{\Theta_v} = \frac{\frac{1}{A_s} \int \Theta_s dA}{\frac{1}{V} \int \Theta_v dV} \text{ – отношение средних поверхностной и объемной}$$

избыточных температур, которое изменяется в пределах  $0 < \psi < 1$  в зависимости от числа  $Bi$  (при малых  $Bi$   $\psi \rightarrow 1$ );  $G$  – масса;  $c$  – удельная теплоемкость;  $A$  – поверхность;  $V$  – объем.

Используя калориметр с известными характеристиками, можно измерить лишь темп нагрева  $m$  как тангенс угла наклона зависимости  $\ln \Theta$  от  $\tau$  и вычислить  $\bar{\alpha}$  по формуле (2.11).

Нестационарность режима в рассмотренном случае обусловлена только нестационарной теплопроводностью, и в этом смысле метод ограничен, поскольку дает лишь частичную информацию о коэффициентах теплоотдачи при условии, что в качестве теплопроводящего нагреваемого объекта выбран материал со стабильными, не зависящими от температуры и хорошо изученными теплофизическими характеристиками (эталон).

Для определения коэффициента теплоотдачи помимо регулярного режима 1-го рода может быть использован также квазистационарный режим<sup>14</sup>.

При создании условий нестационарного теплообмена могут быть применены следующие способы: 1) ступенчатое изменение теплового потока или температуры на поверхности<sup>15</sup>; 2) ступенчатое изменение тепловыделения в теле<sup>16</sup> путем варьирования подводимой электрической нагрузки; 3) нагрев и охлаждение тела в потоке жидкости<sup>17</sup>; 4) изменение температуры потока жидкости<sup>18</sup>; 5) изменение гидродинамических параметров (скорости<sup>19</sup>, расхо-

да жидкости<sup>20</sup>); 6) периодическое изменение параметров (пульсирующие потоки).

Для нахождения коэффициента теплоотдачи при нестационарном теплообмене разработан ряд специальных методов<sup>21</sup>.

Экспоненциальный метод<sup>22</sup> применим к условиям теплообмена при  $Bi < 0,01$ , для которых зависимость относительной избыточной температуры  $\theta$  от критерия Фурье  $Fo = \frac{\tau}{\delta^2}$  практически совпадает в центре и на поверхности нагреваемой пластины толщиной  $\delta$ , то есть основное термическое сопротивление сосредоточено в теплоносителе, а внутри системы температура выравнивается мгновенно. Если внутри системы находится источник, выделяющий за малый промежуток времени  $d\tau$  количество теплоты  $Q_0 d\tau$  и вызывающий изменение энтальпии в элементе системы массой  $G$  и с удельной теплоемкостью  $c$ , равное

$$Q_0 d\tau - Qd\tau = \pm G \cdot c d\theta, \quad (2.12)$$

где  $\Theta d\tau = -\lambda \frac{\partial \Theta}{\partial n} \cdot S d\tau$  представляет собой тепло, отводимое теплопроводностью, то в этом случае

$$\frac{\Theta \cdot A \cdot \alpha}{Q_0} = 1 - \exp\left(-\frac{\tau \cdot A \cdot \alpha}{G \cdot c}\right) = 1 - \exp(-Fo Bi), \quad (2.13)$$

где  $Fo = \frac{a\tau}{\delta^2}$  – критерий Фурье;  $Bi = \frac{\alpha \cdot \delta}{\lambda}$  – критерий Био.

В отсутствие источника теплоты (при простом охлаждении) получают следующие формулы для коэффициента теплообмена:

– для шара радиусом  $R$ :

$$\alpha(\tau) = -\frac{c\rho R}{3} \cdot \frac{d \ln \theta}{d\tau}, \quad (2.14)$$

– для тонкостенного цилиндра и вырезки из пластины толщиной  $\delta$ :

$$\alpha(\tau) = -c\rho\delta \cdot \frac{d \ln \overline{\Theta}}{d\tau}, \quad (2.15)$$

где  $\Theta = (T_{ж} - T)$

Недостаток метода – трудность обеспечения малых значений  $Bi$  (необходимы относительно малые  $\delta$ ,  $R$  или большие  $\lambda$  по сравнению с  $\alpha$ ). На практике в выражениях (2.14) и (2.15) производные заменяются отношениями конечных приращений, что также вносит погрешности.

Метод поверхностных точек («двух точек»)<sup>23</sup> свободен от ограничений относительно значений критериев. Трудности применения метода связаны с измерением температуры поверхности  $T_{cm}$ , на которой происходит теплообмен.

По закону теплопроводности в неограниченной пластине

$$q = \alpha(T_{\text{ж}} - T_{\text{ст}}) = -\lambda \left. \frac{\partial T}{\partial x} \right|_{x=0} \quad (2.16)$$

при начальном условии  $T(x, 0) = \varphi(x)$  и произвольных зависимостях температур на обеих поверхностях пластины  $T(0, \tau) = P_1(\tau), T(\delta, \tau) = P_2(\tau)$ .

Для  $\varphi(x) = \text{const}$  решение может быть представлено в виде

$$T(x, \tau) = P_1(\tau) + \frac{x}{\delta} [P_2(\tau) - P_1(\tau)] + \frac{2}{\pi} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{n} \sin \frac{\pi n}{\delta} x \times \exp \left[ - \left( \frac{\pi n}{\delta} \right)^2 \alpha \tau \right] \int_0^{\tau} \exp \left[ - \left( \frac{\pi n}{\delta} \right)^2 \alpha \tau' \right] \times \times [(-1)^n \cdot P_2(\tau') - P_1(\tau')] d\tau'.$$

Дифференцируя полученное выражение по  $x$  и подставляя его при  $x = 0$  в формулу (2.16), получим

$$q = \alpha(T_{\text{ж}} - T_{\text{ст}}) = -\lambda \frac{1}{\delta} [P_2(\tau) - P_1(\tau)] - \lambda \frac{2}{\delta} \sum_{n=1}^{\infty} \exp \left[ - \left( \frac{\pi n}{\delta} \right)^2 \alpha \tau \right] \int_0^{\tau} \exp \left[ - \left( \frac{\pi n}{\delta} \right)^2 \alpha \tau' \right] \times \times [(-1)^n \cdot \frac{\partial P_2(\tau')}{\partial \tau'} - \frac{\partial P_1(\tau')}{\partial \tau'}] d\tau'. \quad (2.17)$$

Ряд в формуле (2.17) сходится. Производные могут быть аппроксимированы полиномами, для решения интеграла в (2.17) можно использовать формулу многочлена  $P_m(\tau)$  относительно  $\tau$  степени  $m$ :

$$\int P_m(\tau) \exp(b\tau) d\tau = C + \frac{\text{Exp}(b\tau)}{b} \cdot \sum_{k=p}^m (-1)^k \cdot \frac{1}{b^k} \cdot \frac{\partial^k P_m(\tau)}{\partial \tau^k}. \quad (2.18)$$

Метод последовательных интервалов<sup>24</sup> применим при больших значениях  $Bi$ . Монотонное изменение по времени теплового потока на поверхности заменяется ступенчатым в последовательные малые промежутки времени. Найденное в конце предыдущего промежутка времени распределение температур будет служить начальным для следующего отрезка времени.

Метод может быть распространен и на случай переменных теплофизических характеристик объекта, поскольку, используя тот же прием ступенчатой аппроксимации, можно в последующий промежуток времени задавать их значения, отвечающие температуре, найденной в предыдущий промежуток времени.

Из выражения, найденного для температуры при  $n$ -ом интервале времени, можно получить следующую формулу для расчета теплового потока:

$$q_n = \frac{[T(x, \tau) - T_0] \frac{\lambda}{\delta} - \sum_{i=1}^{n-1} q_i Fo_i}{Fo_n - \frac{1}{b} + \frac{x^2}{2\delta^2}}. \quad (2.19)$$

Описанный метод связан с неизбежными ошибками при определении теплового потока в начальный период времени, когда поток максимален; осложнение возникает также и из-за того, что интервал времени, соответствующий первой ступеньке, не может быть принят меньше, чем по условию  $Fo > 0.5$ . Уменьшения погрешностей добиваются сокращением расстояния от

точки, где расположен спай термопары, до поверхности<sup>25</sup>. Из (2.19) находится также температура поверхности образца.

Метод средней температуры<sup>26</sup> основан на том, что в теле всегда имеется некоторая изотермическая поверхность, температура которой в каждый момент времени равна средней температуре тела.

При  $FO > 0.5$  для неограниченной пластины толщиной  $\delta$  при граничных условиях 2-го рода и начальной температуре  $T_0$

$$T(x, \tau) - T_0 \cong q \frac{\delta}{\lambda} \left[ \frac{\alpha \tau}{\delta^2} - \frac{\delta^2 - 3x^2}{6\delta^2} \right].$$

В точке  $x^*$  с температурой  $T(x, \tau) = T(\tau)$  должно быть

$$\frac{\delta^2 - 3x^2}{2} = 0,$$

то есть

$$x^* = \frac{\sqrt{3}}{3} \delta = 0.5773 \cdot \delta.$$

Это свойство характерно для пластины при любых граничных условиях (отличие от средней температуры  $\sim 3,22\%$ ). Для неограниченного цилиндра

$$x^* = \frac{\sqrt{2}}{2} R; \text{ для шара } x^* = \frac{\sqrt{5}}{5} R.$$

Вывод о точке (поверхности) средней температуры распространен Д.В. Будриным и Е.Л. Сухановым на тела конечных размеров<sup>27</sup>.

Методу средней температуры присущи все недостатки метода последовательных интервалов.

Метод определения теплового потока  $q$  на поверхности полубесконечного тела основан на том, что для нахождения  $q$  достаточно измерять только температуру поверхности<sup>28</sup>.

Если найти производную температуры  $\varphi(\tau)$  по координате на поверхности и подставить ее в имеющееся соотношение, получим выражение для теплового потока на поверхности:

$$q(\tau) = \frac{\lambda}{\sqrt{\pi a}} \int_0^{\tau} \frac{d\varphi(\tau^*)}{d\tau^*} \cdot \frac{d\tau^*}{(\tau - \tau^*)^{\frac{1}{2}}}. \quad (2.20)$$

Метод определения коэффициента теплоотдачи  $\alpha$  при нестационарном теплообмене, использованный для исследования теплообмена на вулканизационном оборудовании, предложен В.О. Фогелем<sup>29</sup>. Строго говоря, метод применим к одномерным односторонним потокам.

Для его реализации необходимо производить замеры температур на поверхности и в слоях (точнее, на границах слоев) по толщине многослойного объекта. Боттериллом<sup>30</sup> исследован двусторонний, не обязательно симметричный прогрев. Считая от любой из двух поверхностей, путем замеров тем-

ператур выявляют точку экстремума (минимума при нагреве и максимума при охлаждении). Удельный тепловой поток в этой точке, в соответствии с законом Фурье, также равен нулю:

$$q = -\lambda \left. \frac{\partial T}{\partial n} \right|_x \Big|_{\text{экстр}} = 0.$$

Удельный тепловой поток на поверхности находят суммированием поглощенных потоков по слоям:

$$q_w = \sum_{i=1}^n \delta_i (cp)_i \cdot \frac{\partial T_i}{\partial \tau}, \quad (2.21)$$

где  $\delta_i$  – толщина  $i$ -го слоя;  $(cp)_i$  – его объемная теплоемкость;  $\frac{\partial T_i}{\partial \tau}$  – интенсивность изменения температуры в  $i$ -том слое, определяемая из замеров  $T_i(\tau)$ .

Суммирование охватывает  $n$  слоев от поверхности до точки экстремума.

Интенсивность изменения температуры в  $k$ -тый интервал времени находится методом квадратичной интерполяции:

$$\left( \frac{\partial T_i}{\partial \tau} \right)_k \approx \frac{T_{i,k+1} - T_{i,k-1}}{2\Delta\tau},$$

где  $T_{i,k+1}, T_{i,k-1}$  – температуры слоев в  $(k+1)$ -ый и  $(k-1)$ -ый интервалы времени;  $\Delta\tau$  – длительность интервала.

Для сферы и неограниченных пластин и цилиндра из однородного материала при симметричном теплообмене на основании теоретического анализа А.Т. Темкина<sup>31</sup> можно определять коэффициент теплоотдачи  $\alpha$  по замерам температуры  $T$  как функции времени  $\tau$  в одной из точек тела. В расчетные формулы для  $\alpha$  входят  $T(\tau)$ , первая и вторая производные, теплофизические характеристики материала  $a$  и  $\lambda$ , температура окружающей среды и координата точки  $x$ . Формулы для расчета  $\alpha$  обычно применяют при  $x$ , равном полутолщине пластины или радиусу цилиндра (шара). Ошибки расчета обусловлены в основном неточностью нахождения  $T(\tau)$  и производных. Они увеличиваются при сближении температуры тела в измеряемой точке и температуры среды.

Замер температуры в заданной точке объекта или на его поверхности неизбежно осложняется из-за того, что фактическое местоположение точки не отвечает необходимой координате. Особенно это касается замера температуры на поверхности.

Если число точек замера температур больше, чем это требуется для проведения расчета теплового потока  $q_w$  и коэффициента теплоотдачи  $\alpha$ , то замеры могут быть использованы для контроля полученных данных.

Одним из эффективных методов для однородной системы<sup>32</sup> является установление зависимости между относительной избыточной температурой  $\theta$  и координатой  $x$  в виде квадратичного трехчлена

$$\theta = ax^2 + bx + c + \frac{T - T_0}{T_x - T_0} \quad (2.22)$$

на основании экспериментальных замеров (находят коэффициенты  $a$ ,  $b$ ,  $c$ ).

Вместо непосредственного замера  $T_{ст}$  (температуру на поверхности) определяют из уравнения (2.22) при  $x = 0$  или экстраполяцией графика эмпирической зависимости на  $x = 0$ .

Проанализировав методы определения характеристик конвективного теплообмена, для нашего экспериментального исследования применим метод, предложенный В.О. Фогелем.

## **2.4. Анализ физических процессов и критериальных зависимостей, описывающих конвективный теплообмен при охлаждении гуммировочных покрытий**

### **2.4.1. Теплообмен при жидкостном охлаждении плоского вертикально расположенного гуммированного объекта**

При подаче струи жидкости на гуммированную поверхность образуется пленка жидкости. Процессам гидродинамики и теплообмена при течении жидкостей в тонких пленках посвящено много теоретических и экспериментальных исследований<sup>33</sup>. Особенность пленки, образованной струей капель, состоит в том, что капли непрерывно возмущают пленку, внося вместе с тем в нее жидкую массу. Интенсивность воздействия потока капель на пленку зависит от многих факторов, из которых назовем основные: плотность потока жидкости (плотность орошения), скорость капель, функцию распределения капель по размерам, угол между направлением движения капель и поверхностью пленки (угол атаки) и т.п. Направление потока капель относительно гравитационной пленки может быть различным: нормальным к направлению течения (рис. 2.5а), спутным (рис. 2.5б), противоточным (рис. 2.5в). Режим течения пленки также может быть различным, причем следует полагать, что он будет устанавливаться и под воздействием капель: спутная струя может вносить в пленку импульс, ускоряющий пленку; ускорение будет зависеть среди прочего и от угла атаки: при малых углах  $\varphi$  возможно, видимо, существенное ускорение и повышение интенсивности теплоотдачи. При орошении пленки конусной струей угол атаки неодинаков для различных капель (рис.2.5г), что усложняет картину и приводит к неравномерному воздействию струи на пленку. При орошении горизонтальной поверхности охлаждающей жидкостью снизу (потолочное расположение) также возможно образование



пленки, отвод жидкости из которой осуществляется периодически срывающимися каплями (рис. 2.5д).

Характер взаимодействия системы капель с пленкой зависит и от соотношения размеров капель и толщины пленки. В частности, при стекании пленки вдоль вертикальной поверхности при достаточно низкой температуре (отсутствие кипения в пленке) интенсивность процесса будет определяться преобладающим влиянием гидродинамических факторов: процессом течения пленки и динамическим воздействием капель. Здесь возможны три варианта: капли «мягко» оседают на поверхность пленки, обеспечивая только приток массы; капли турбулизируют поверхностный слой пленки; капли с достаточным импульсом проникают сквозь пленку, достигая твердой поверхности теплообмена. Механизм теплообмена и динамики в таких пленках будет различным и зависящим от степени внешнего воздействия.

Для экспериментального исследования влияния угла падения струи жидкости и расхода воды на коэффициент теплоотдачи была создана установка, принципиальная схема которой аналогична установке в работе В.П. Исаченко, В.И. Кушнырева<sup>34</sup>.

Основной частью экспериментальной установки на рис. 2.6 является рабочий участок, представляющий собой гуммированную пластину (1). В эксперименте использовались резинометаллические образцы с обкладками из резины на основе НК + СКБ марки 2566 толщиной  $\delta_{об} = 4,5$  мм, в качестве основы брали сталь марки Ст. 3 при толщине стального слоя  $\delta_{ст} = 2$  мм. Пластина крепилась к задней стенке камеры (4) размерами  $880 \times 500 \times 400$  мм, изготовленной из листовой нержавеющей стали толщиной 3 мм и имеющей окна (5) для освещения и визуального наблюдения процесса. Обеспечивалась герметичность крепления пластины к стенке, а также гидро- и теплоизоляция задней поверхности пластины.

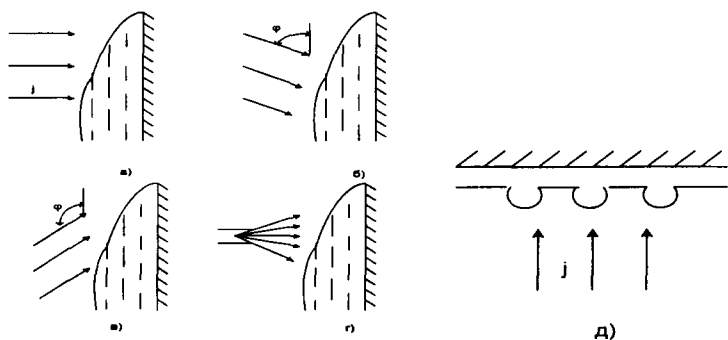


Рис. 2.5. Схема взаимодействия потока капель с пленкой на охлаждаемой поверхности при различном направлении потока ( $j$  – плотность орошения): а) нормальное к направлению течения пленки; б) спутное; в) противоточное; г) орошение конусной струей; д) потолочное расположение (жидкость подается снизу на горизонтальную поверхность).

Пластина в камере охлаждалась диспергированной водой, подаваемой из центробежной форсунки (2). Рабочий участок нагревался электрическим током от понижающего трансформатора (7), вода в форсунке (диаметр сопла – 4 мм) подавалась из расходного бака (23) вихревым насосом (24) через коллектор (26) и расходомерную диафрагму (28).

Отсекающая диафрагма (3) ограничивала факел распыливаемой жидкости до пределов рабочего участка.

В ходе эксперимента измерялись локальные и полные значения тепловыделения, температура пластины (рис. 2.7), местные плотности потока орошения, а также расход воды, попадающей на пластину, температура воды при выходе из форсунки и среды в камере.

Цель исследования заключалась в том, чтобы установить основные характерные особенности изучаемого процесса, оценить влияние отдельных определяющих параметров на интенсивность теплоотдачи и на основании полученных результатов разработать методику дальнейших экспериментальных исследований, предназначенных для разработки практических обобщенных рекомендаций.

Рассмотрим вначале с качественной стороны основные результаты измерений.



Обсуждение результатов экспериментального исследования удобно начать с разделения всего объема полученных данных на несколько частей, используя для этой цели некоторые свойства и характеристики рассматриваемого процесса. В результате экспериментов анализируется локальная теплоотдача от вертикальной поверхности с температурой 423–473 К к воде с температурой 277–287 К, подаваемой из центробежно-струйной форсунки по нормали к поверхности или под углом 65 и 15° сверху.

В качестве показателя интенсивности процесса использовался коэффициент теплоотдачи, определяемый выражением

$$\bar{\alpha}(x) = \bar{q}(x) / [\bar{T}_c(x) - T_{0\alpha}] ,$$

где  $\bar{T}_c(x)$  – сглаженное значение температуры охлаждаемой поверхности,

$$\bar{T}_c(x) = \frac{1}{x} \int_0^x T_c(x) dx ,$$

причем  $T_c(x)$  – определенная в опыте температура поверхности;  $q(x)$  – локальное значение плотности теплового потока;  $T_{0ж}$  – температура воды на выходе из форсунки (согласно проведенной ранее оценке она незначительно отличалась от средней температуры капель, поступающих в пленку).

Теплоотдача в рассматриваемом процессе определяется совокупностью величин, которые условно можно разделить на две группы: относящиеся к пленке и относящиеся к потоку капель.

К первой группе относятся физические параметры жидкости: плотность  $\rho$ , теплоемкость  $c_p$ , динамическая вязкость  $\mu$ , коэффициент теплопроводности  $\lambda$ , ускорение силы тяжести  $g$ , координата  $x$  сечения. Ко второй группе величин следует прежде всего отнести параметры, характеризующие поток капель: плотность орошения  $j$ , скорость капель  $\omega_k$ , угол атаки струи капль  $\varphi$ . Силовое взаимодействие капель с поверхностью пленки предполагает учет влияния на теплоотдачу коэффициента поверхностного натяжения  $\sigma$ . Таким образом, имеем зависимость

$$\bar{\alpha} = f(\rho, \mu, c_p, \lambda, g, x, j, \omega_k, R_{03}, \varphi, \sigma)$$

В соответствии с этой функциональной зависимостью необходимо составить восемь чисел подобия. При их выборе учитывались традиционные приемы, используемые при обобщении результатов по теплоотдаче к пленке, а также характерные особенности данного процесса. Ниже дается краткая характеристика чисел подобия, которые использовались при аппроксимации данных по теплоотдаче в области отсутствия влияния теплового потока.

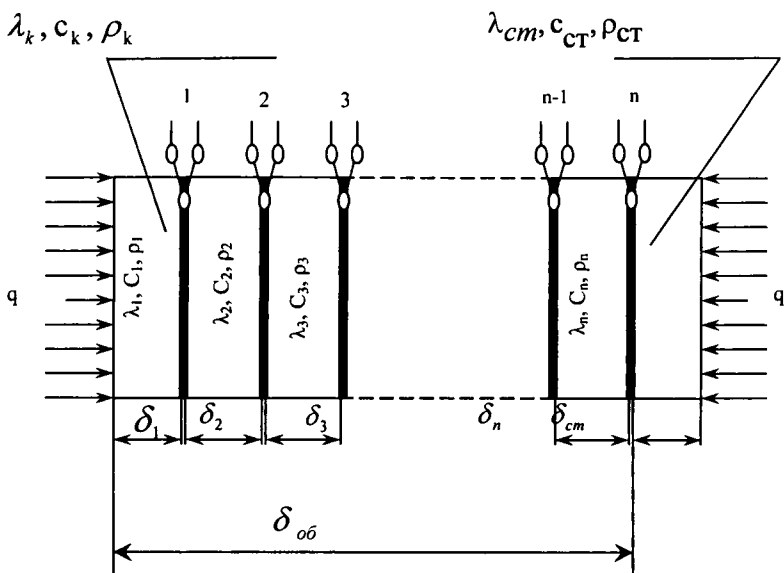


Рис. 2.7. Схема расположения термопар в многослойном покрытии резинометаллического изделия (1, 2, 3, ..., n – номер термопар, q – тепловой поток)

Три числа подобия:  $Re$ ,  $We$  и  $Fr$  – отражают соотношение между четырьмя силами, актуальными для динамики рассматриваемого процесса: инерционными, силами вязкого трения, тяжести и поверхностного натяжения.

Экспериментальные данные аппроксимировались степенной зависимостью вида

$$Nu = C Re^l We^m Fr^n Ga_R^p Ga_x^q Pr^r (Pr_{ж} / Pr_c)^{0.25} \quad (2.23)$$

Все три аппроксимирующие зависимости представлены на рис. 2.8, параметры этих зависимостей обобщены единой формулой

$$Nu = C_\varphi Re^{-0.25} We^{1.33-1.25\cos\varphi} Fr^{0.75\cos\varphi} \times Ga_R^{0.33} Ga_x^{-0.17} Pr^{0.5} (Pr_{ж} / Pr_c)^{0.25} \quad (2.24)$$

Значение константы  $C_\varphi$  зависит от угла  $\varphi$  (табл. 2.2).

**Параметры аппроксимирующих зависимостей**

$\Phi$	$Re_{мин}$	$Re_{ма}$	$C_{\Phi}$	L	M	N	P	Q	R
	н	кС							
$90^0$	10	220-330	$3.36 \cdot 10^8$	-0.25	1.36	0	0.33	-0.17	0.5
$60^0$	10	165-360	$5.10 \cdot 10^3$	-0.25	0.83	0.327	0.33	-0.17	0.5
$15^0$	44	425	$4.30 \cdot 10^{-2}$	-0.25	0.15	0.725	0.33	-0.17	0.5

Отклонение экспериментальных точек происходит в зависимости от чисел  $Re$ ,  $We$  и угла атаки струи. Связь числа  $Re$ , которое трактуется здесь в обычном смысле, то есть как критерий режима течения, с числом  $We$  выглядят следующим образом:

$$Re = kWe^{0.73} \cdot 10^7, \quad (2.25)$$

здесь  $k = 0,31$  и  $0,22$  для  $\varphi = 90$  и  $65^\circ$  соответственно.

Большему значению числа  $We$  соответствует более высокое «критическое» значение числа  $Re$  при одном и том же угле атаки. Что касается влияния угла атаки на процесс перехода к псевдотурбулентному режиму течения, то здесь трудно сделать достаточно обоснованное заключение из-за недостатка информации, содержащейся в экспериментальных данных. Можно лишь отметить тенденцию, которая выражается в необходимости создать более высокое значение потока жидкости в струе для получения заданного «критического» значения числа  $Re$  при уменьшенном угле атаки. Эта тенденция в особенности явно проявляется при больших значениях расхода.

Находящаяся под воздействием ядра струи верхняя половина пластины покрыта в этом случае интенсивно возмущенной пленкой (теплоотдача здесь существенно выше, чем на нижней половине), но эти возмущения, по-видимому, затухают по мере движения пленки вниз. В этом случае для перехода к псевдотурбулентному режиму нужно увеличить подачу жидкости (или повернуть ось струи ближе к нормали).

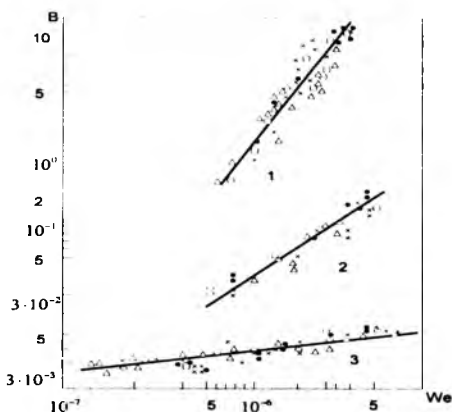


Рис. 2.8. Результаты обобщения экспериментальных данных.

$$B = \frac{Nu}{Re^{-0,25} Ga_R^{0,33} Ga_x^{-0,17} Fr^{0,75 \cos \varphi} Pr^{0,5} (Pr_x / Pr_c)^{0,25}}.$$

1 -  $\varphi = 90^\circ$ ; 2 -  $\varphi = 65^\circ$ ; 3 -  $\varphi = 15^\circ$ .

• -  $G = 0,18 \text{ кг/с}$  × -  $G = 0,15 \text{ кг/с}$ ;

◦ -  $G = 0,13 \text{ кг/с}$  Δ -  $G = 0,11 \text{ кг/с}$

Пределы изменения определяющих чисел подобия в экспериментах:

$10 \leq Re \leq 545$ ;  $1,5 \cdot 10^{-7} \leq We \leq 2,6 \cdot 10^3$ ;  $4,13 \cdot 10^4 \leq Fr \leq 11,8 \cdot 10^4$ ;

$21 \leq Ga_x \leq 53$ ;  $4,6 \cdot 10^8 \leq Ga_R \leq 9,12 \cdot 10^8$ .

В качестве характерной температуры принималась температура жидкости  $T_{0ж}$  на выходе из форсунки: эта величина незначительно изменялась в опытах. Число  $Pr_c$  соответствовало средней температуре поверхности стенки на участке пластины длиной  $x$ .

Как уже отмечалось, при температуре орошаемой поверхности пластины  $T \approx 333 \text{ K}$  (что соответствует температурному напору в эксперименте, равному примерно  $323 \text{ K}$ ) происходит существенное изменение процесса: возникает влияние на теплоотдачу теплового потока (или температурного напора). Если зафиксировать все упоминавшиеся ранее факторы, определяющие интенсивность теплоотдачи, и осуществлять режимы с постепенно нарастающим тепловым потоком, то коэффициент теплоотдачи также будет увеличиваться. Эффект этот меняется для различных углов атаки струи, а также зависит от массового расхода жидкости в струе.

Возрастание теплоотдачи при увеличении теплового потока имеет место при пузырьковом кипении жидкости. Можно предполагать, что в пленке возникает «раннее» кипение, несмотря на то, что температура стенки ниже температуры насыщения. Это возможно при локальных понижениях давления до давления насыщения при температурах в пристенной области около  $333 \text{ K}$  и

выше (для 333 К давление насыщения воды составляет примерно 0,02 МПа). Как уже отмечалось, понижение давления может происходить в результате удара крупных капель, не потерявших скорость в процессе движения от сопла форсунки до пленки; при этом возможны кавитационные эффекты в области растекания жидкости ударившейся о стенку капли (для струи идеальной жидкости скорость растекания равна скорости движения до удара).

Осуществим сравнение опытных результатов с теорией.

Расчет теплоотдачи по модели прогрева пленки показывает, что в условиях эксперимента пленка прогрета практически полностью (время прогрева пренебрежимо мало по сравнению с временем пробега пленки). Коэффициент теплоотдачи, рассчитанный по такой модели, падает вдоль поверхности, и теплоотдача ниже, чем регистрируемая в опытах. Таким образом, модель прогрева ламинарной пленки не объясняет ни характера изменения теплоотдачи вдоль поверхности, ни высокой интенсивности процесса теплообмена. Следовательно, одного эффекта осаждения на поверхность пленки холодных капель недостаточно для того, чтобы объяснить интенсивность охлаждения поверхности струей диспергированной жидкости.

Проанализируем теплообмен пленки, созданной и возмущаемой крупными каплями (рис. 2.9). Количество капель, падающих в единицу времени на единицу поверхности (плотность счетного потока), можно оценить через плотность орошения:

$$n = j / m_1, \quad (2.26)$$

где  $m_1 = \frac{4}{3} \pi R^3 \rho$  – средняя масса одной капли.

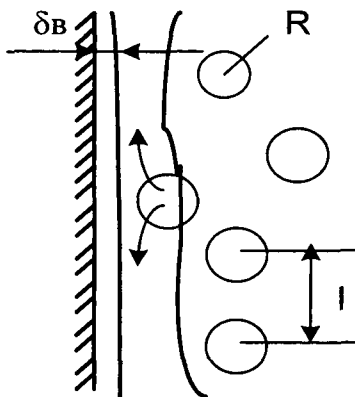


Рис. 2.9. Схема орошения для «ударной» модели.



Если расстояние между каплями в потоке равно  $l$ , то период падения можно представить в виде  $\Delta\tau = l/\omega_k$ .

Для оценки толщины вязкого подслоя используется соотношение

$$\delta_g / \lambda \sim 5\sqrt{\nu / (\omega_k l)}, \quad (2.27)$$

где

$$l / \omega_k = \Delta\tau = 1 / (n\omega_k^2)^{1/3}. \quad (2.28)$$

С учетом (2-28) для толщины вязкого подслоя можно записать

$$\delta_g = 5\sqrt{\frac{\nu \left( \frac{4}{3} \pi R_{03}^3 \right) \rho^{1/3}}{\omega_k^{2/3} j^{1/3}}}. \quad (2.29)$$

С учетом соотношения для вязкого подслоя выражение для коэффициента теплоотдачи принимает вид:

$$\alpha \approx 0,2 \sqrt{\frac{\lambda^2 \omega_k^{2/3} j^{1/3}}{R_{03} \nu \rho^{1/3}}}. \quad (2.30)$$

Из последнего соотношения следует, что коэффициент теплоотдачи  $\alpha$  пропорционален плотности орошения  $j$  в степени  $1/6$  и скорости капель  $\omega_k$  в степени  $1/3$ . Если допустить, что форсунка дает равномерный факел по всем направлениям, то неравномерность плотности потока в факеле форсунки объясняется неоднородностью поля скоростей.

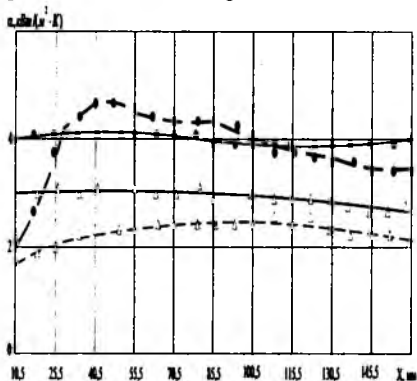


Рис. 2.10. Изменение коэффициента теплоотдачи вдоль поверхности теплообмена (штриховая линия – экспериментальные данные, сплошная – расчет по «ударной» модели):

- –  $G = 0,18$  кг/с;
- –  $G = 0,11$  кг/с.

Такое предположение позволяет считать, что скорость капли пропорциональна плотности орошения. При прочих равных условиях интенсивность теплоотдачи должна возрастать с увеличением плотности орошения.

Расчеты по «ударной» модели позволяют достаточно верно в среднем описать изменение коэффициента теплоотдачи (рис. 2.10) для направления струи, нормального относительно поверхности ( $\varphi = 90^\circ$ ).

Для угла атаки  $\varphi = 15^\circ$  такая модель дает заметное занижение коэффициента теплоотдачи по сравнению с экспериментом в верхней части пластины, что, вероятно, является следствием того, что для  $\varphi = 15^\circ$  можно предполагать наличие более энергичных крупных капель, которые по импульсу превосходили принимавшиеся в модели. Заметное расхождение с экспериментом, которое дает ударная модель для коэффициента теплоотдачи в нижней части пластины, можно объяснить тем, что пленка уже достаточно толстая и ослабляет ударные эффекты.

#### 2.4.2. Теплообмен при жидкостном охлаждении плоского горизонтально расположенного гуммировочного объекта

Исследование зависимости суммарного коэффициента теплоотдачи от величины расхода охлаждающей воды, отнесенного к площади охлаждаемой поверхности, было проведено на экспериментальной установке, схема которой представлена на рис. 2.11. Моделью охлаждаемого полотна служит полоса 3 из стали Ст. 3, покрытой эластомером. Нагрев ее производится переменным током от трансформатора 14. Напряжение на первичную обмотку трансформатора подается через ЛАТР 15 от автономного источника питания: двигатель – синхронный генератор 16. Под охлаждаемой полосой установлен компенсационный нагреватель 4, питаемый постоянным током. Полоса и компенсационный нагреватель разделены асбестовой подложкой 5. С целью уменьшения отвода тепла от нагреваемой полосы в токоподводящие шины 1 и 13, последние выполнены из стали Х18Н9Т, имеющей низкий коэффициент теплопроводности.

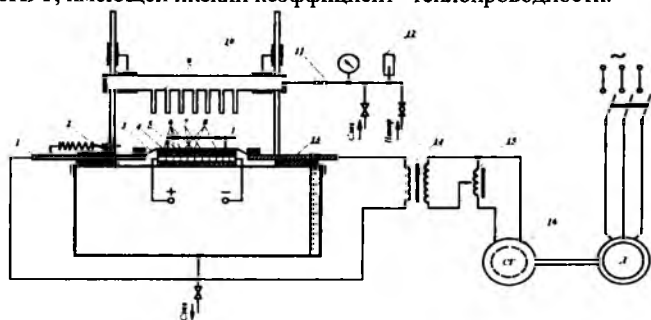


Рис. 2.11. Схема экспериментальной установки для исследования охлаждения горизонтально расположенного гуммировочного покрытия

Шина 1 может перемещаться под действием натяжного устройства 2, компенсируя тепловые расширения полосы. Подача воды осуществляется посредством калиброванных трубок 9, закрепленных в коллекторе 10. Конструкция крепления коллектора позволяет перемещать его в вертикальной плоскости и фиксировать в требуемом положении.

Расход воды регулируется вентилем 11, а также посредством смены комплектов калиброванных трубок.

Проведение эксперимента заключается в следующем. На стационарном режиме при определенном расходе воды измеряется электрическая мощность, потребляемая на мерном участке полосы 1. Тепловой поток на этом участке подсчитывается по формуле

$$Q = I \cdot \Delta E, \quad (2.31)$$

где  $Q$  – тепловой поток, Вт;  $I$  – ток в цепи нагрева, А;  $\Delta E$  – падение напряжения на мерном участке, В.

Расход охлаждающей воды замеряется объемным методом; температура ее фиксируется ртутным термометром 12 с ценой деления шкалы 0,1 К.

Температура полосы замеряется семью хромель-копелевыми термопарами 6, установленными вдоль полосы. Две крайние термопары расположены за пределами мерного участка и позволяют контролировать утечки тепла.

$$Q_{ym} = \frac{T_{cp} - T_n}{\frac{\delta}{\lambda_n}} \cdot A, \quad (2.32)$$

где  $Q_{ym}$  – тепловой поток в подложку, Вт;  $T_n$  – температура в среднем по высоте сечения, К;  $\delta$  – высота подложки, м;  $\lambda_n$  – коэффициент теплопроводности асбеста, Вт/м·К;  $A$  – площадь поверхности мерного участка, м<sup>2</sup>.

Среднюю температуру поверхности наружной полосы находят путем решения дифференциального уравнения теплопроводности для одномерного стационарного температурного поля при наличии внутренних источников теплоты:

$$\lambda_{об} \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + q_v = 0, \quad (2.33)$$

где  $x$  – координата по направлению нормали к охлаждаемой поверхности, м;  $q$  – объемная плотность тепловых источников. Средний суммарный коэффициент теплоотдачи, учитывающий теплообмен при струйном охлаждении, конвекцию и излучение, определяется по формуле

$$\alpha = \frac{Q - Q_{ym}}{(T_{cm} - T_{ж}) \cdot A}, \quad (2.34)$$

где  $\alpha$  – средний суммарный коэффициент теплоотдачи, Вт/м<sup>2</sup>·К;  $T_{cm}$  – температура наружной поверхности полосы, К;  $T_{ж}$  – температура охлаждающей воды, К.

Эксперименты проводились при средних температурах 423 и 473 К. Полученная зависимость коэффициента теплоотдачи от удельного расхода воды представлена на рис. 2.12. Точки соответствуют  $T_{cp}=373$  К, кружки –  $T_{cp}=473$  К. Из рассмотрения кривой можно сделать вывод, что коэффициент теплоотдачи в указанных пределах не зависит от температуры, а в основном определяется расходом воды.

Оценка эффективности охлаждения гуммировочного покрытия при использовании капиллярно-пористого материала.

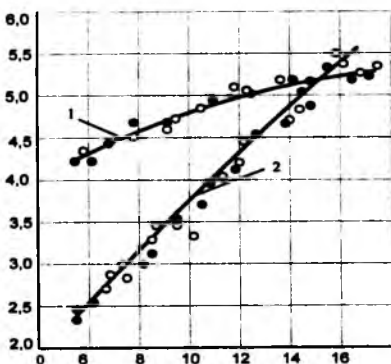


Рис. 2.12. Зависимость коэффициента теплоотдачи от удельного расхода воды: 1 – с сеткой № 5 ( $d_n = 0,32$  мм,  $a_c = 1,00$  мм,  $\Pi = 0,57$ ); 2 – без сетки.

● –  $T_{cp} = 473$  К;

○ –  $T_{cp} = 373$  К.

Анализ теплофизических процессов при охлаждении горизонтально расположенного гуммировочного объекта показал, что структура теплообменной системы несовершенна. Главные ее недостатки заключены в разбрызгивании жидкости за пределами пятна растекания. Струйное охлаждение, таким образом, приводит к ограниченному по интенсивности теплосъему в отдельных пятнах растекания под каждой струей. В этих условиях площадь теплосъема равна суммарной площади пятен растекания. Поэтому под поверхностью охлаждения следует понимать площадь охлаждаемой поверхности гуммированного материала, рассчитываемую как  $V_{рмп} \cdot L_{охл}$ , где  $V_{рмп}$  – ширина резинометаллической полосы,  $L_{охл}$  – длина участка охлаждения. А эффективная поверхность теплосъема равна, как было сказано выше, сумме площадей пятен растекания.

Несовершенство структуры теплообменной системы может быть устранено введением в контакт с охлаждаемой гуммированной полосой полый охлаждающей детали, полость которой по меньшей мере частично заполнена имеющим пустоты наполнителем капиллярно-пористым материалом и подачу в полость и отвод из нее воды<sup>36</sup>. В качестве наполнителя можно использовать дисперсную структуру<sup>37</sup>.

Предложено располагать капиллярнопористый материал непосредственно на движущейся гуммированной поверхности в зоне подачи струй охлаждающей жидкости<sup>38</sup>. Для этого наиболее удобно использовать тканую проволочную сетку, так как она обладает легкостью, мягкостью и не препятствует прохождению полосы по роликам. В опытах применялись сетки, типоразмеры которых представлены в табл. 2.3. Параметрами сеток являются: диаметр проволоки  $d_n$ , размер ячеек  $a_c$ , ячеистость  $\Pi$ , рассчитываемая по формуле

$$\Pi = \frac{a_c^2}{(a_c + d_n)^2} \quad (2.35)$$

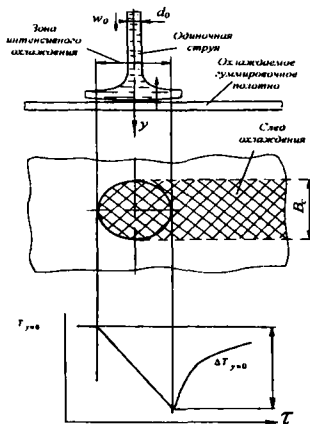


Рис. 2.13. Схема, поясняющая методику эксперимента.

Таблица 2.3

### Геометрические характеристики капиллярно-пористого материала

№ сетки	Диаметр проволоки $d_n$ , мм	Размер ячеек $a_c$ , мм	Ячеистость $\Pi$
1	0,25	0,40	0,37
2	0,30	0,50	0,39
3	0,25	0,63	0,51
4	0,32	0,80	0,51
5	0,32	1,00	0,57
6	0,40	1,20	0,56
7	0,36	1,40	0,63
8	0,55	1,40	0,51
9	0,40	1,60	0,64
10	0,70	2,00	0,51
11	1,00	2,00	0,44

Исследование производилось на экспериментальной установке (рис. 2.11). На рис. 2.13 приведена схема, поясняющая методику эксперимента.

Охлаждаемый образец препарирован датчиком поверхностной температуры, показанным на рис. 2.14. Термоэлектрод 1 выточен из хромеля. Термоэлектрод 2 представляет собой копелевую проволоку, изолированную слоем окиси, которую получают предварительным нагревом проволоки электрическим током. Использовалась хромелевая проволока диаметром 0,0002 м. При сборке датчика убеждались в отсутствии электрического контакта между электродами. Копелевый термоэлектрод продевался через керамическую трубку 3 с наружным диаметром 1,0 мм. Зазоры заполнялись силикатной пастой (этилсиликат) для фиксации центрального термоэлектрода. После сушки пасты и проверки изоляции алюмелевая проволока откусывалась на расстоянии 1,0 мм от торца датчика. В образце 4 сверлом, профилированным по форме, датчика, высверлено отверстие с незначительной конусностью. После шлифовки торца датчика вместе с поверхностью теплообмена между двумя термоэлектродами появляется электрический контакт из-за взаимного внедрения материала термоэлектродов.

Динамические характеристики датчика определяли методом монотонного нагрева с подачей в момент времени  $\tau = 0$  постоянной тепловой нагрузки. Время задержки выхода кривой  $T(\tau)$  составляет 0,001 с, то есть для нестационарных процессов с постоянной времени порядка 0,1 с датчик практически безинерционный. Показания датчика фиксируются осциллографом Н-115, гальванометром М005-03, рабочая полоса частот 0–180 Гц. На глубине 0,5 мм от охлаждаемой поверхности зачеканен спай хромель-копелевой термопары 5 (рис. 2.14). Диаметры выходного отверстия сопел менялись в пределах от 1,0 до 4,5 мм.

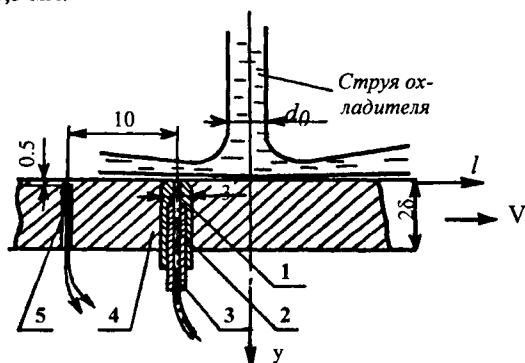


Рис. 2.14. Датчик определения поверхностной температуры охлаждаемого полотна

Методика проведения эксперимента заключалась в следующем. Включали насос, устанавливали сетку, определяли скорость истечения и температуру воды. После достижения образцом температуры 423 К включали привод перемещения.

Образец двигался под струей, на выходе из зоны охлаждения фотографировали темный след охлаждения. В результате получали изображения следа в масштабе 1:1, по которому определяли путь охлаждения под струей, который для осесимметричной струи равен ширине следа охлаждения под струей  $B_c$ . Зная скорость движения образца, определяли время охлаждения. Для каждого опыта записывали кривые изменения температуры на поверхности и на глубине 0,5 мм. Рассматривая образец толщиной  $2\delta$  как полупространство с теплоотдающей поверхностью при  $Y=0$ , движущийся со скоростью  $\omega$ , можно считать, что для точки поверхности, пересекающей при своем движении ось струи, время охлаждения составит величину  $\tau$ , в течение его точка поверхности испытывает охлаждение с постоянной плотностью теплового потока  $q_{стр}$ .

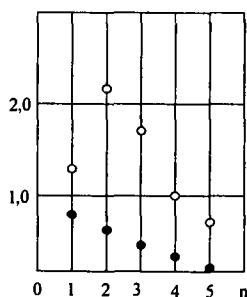


Рис. 2.15. Влияние числа слоев сетки на теплосъем.

$d_0 = 3$  мм,  $Re = 10-425$ .

○ — сетка № 5;

● — сетка № 1.

Величина  $\tau$  имеет порядок 0,1 с, поэтому можно считать, что тепловой поток  $q_{стр}$  распространяется в пространстве только в направлении оси  $OY$  без оттоков тепла с периферийных боковых областей. Задача, поставленная в таких условиях, имеет известное решение, представленное в работе Лыкова А.В., связывающее изменение во времени температуры  $T_{y=0}$  полубесконечной пластины с величиной действующего теплового потока<sup>40</sup>.

$$q_{стр} = \frac{\Delta T_{y=0} \sqrt{\pi \lambda c \rho}}{\sqrt{\tau}}, \quad (2.36)$$

где  $\Delta T_{y=0} = T_n - T_k$  — максимальное падение температуры поверхности, отсчитываемой от начальной температуры  $T_n$  до конечной  $T_k$ . Подставив  $\tau$  как отношение длины зоны охлаждения к скорости движения образца

$$\tau = \frac{B_c}{V}, \quad (2.37)$$

получим:

$$q_{стр} = \frac{\Delta T_{y=0} \sqrt{\pi \lambda c \rho V}}{\sqrt{B_c}}. \quad (2.38)$$

Тепловой поток, снимаемый струей с гуммировочного покрытия, рассчитывается по формуле

$$Q = q \cdot A, \quad (2.39)$$

где  $A$  – площадь зоны интенсивного теплообмена, определяемая выражением

$$A = \frac{\pi B_c^2}{4}. \quad (2.40)$$

Проверка экспериментальной методики проводилась по тепловому балансу воды. Для этого отраженная от поверхности вода собиралась специальным лотком, выполненным из алюминиевой фольги, на сливе которого измерялась температура отводимой воды.

Тепловой поток, снимаемый струей воды, рассчитывался по зависимости

$$q_{стр} = \frac{1}{A} Q_c = c_{ж} \rho_{ж} G_0 (T_{сл} - T_{ж}) \frac{1}{A}, \quad (2.41)$$

где  $T_{ж}$  – начальная температура жидкости в струе;  $T_{сл}$  – температура воды, замеряемая на сливе лотка, К;  $c_{ж}$  – теплоемкость, Дж/кг;  $\rho_{ж}$  – плотность, кг/м<sup>3</sup>.

Исследовалось влияние типоразмера сетки и числа ее слоев на теплоем. Полученные результаты приведены на рис. 2.15 для случая, давшего наилучший (сетка № 5) и наихудший (сетка № 1) результаты. Остальные сетки занимают промежуточное положение.

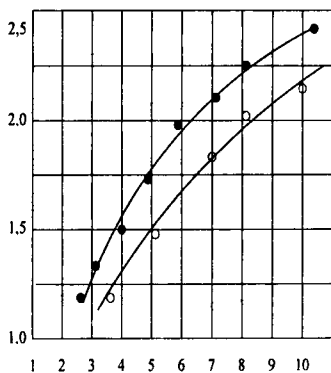


Рис. 2.16. Плотность теплового потока при охлаждении:

● – с сеткой № 5 ( $d_n = 0,32$  мм,  $a_c = 1,00$  мм,  $\Pi = 0,57$ );

○ – без сетки

Сравнительные результаты по величине  $q_{стр}$  для двухслойной сетки № 5 показаны на рис. 2.16. Из опытов видно, что для любых режимов истечения



струй воды плотность теплового потока при использовании сетки меньше, чем без сетки. Обработка данных (рис. 2.17) показала, что теплосъем с металла повышается с увеличением расхода в обоих случаях.

Однако в области малых расходов теплосъем с сеткой значительно выше, чем без сетки. При увеличении расхода воды в струях они сближаются и становятся одинаковыми.

Влияние сетки сказывается на струйном теплообмене следующим образом. Сетка, являясь капиллярно-пористым телом, изменяет гидродинамику потока жидкости. Как уже говорилось, высокая интенсивность теплообмена непосредственно под струей обусловлена наличием продольных и поперечных градиентов скорости жидкости при натекании на стенку. Размещение сетки уменьшает влияние продольных градиентов скорости. Этим объясняется меньшая интенсивность охлаждения гуммированного полотна под сеткой по сравнению с чистой поверхностью. С другой стороны, в зоне растекания сетка турбулизирует поток, генерируя продольные градиенты скорости, которые отсутствуют в случае растекания без сетки.

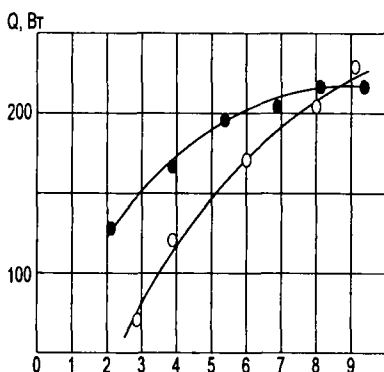


Рис. 2.17. Теплосъем при охлаждении:

- — с сеткой № 5 ( $d_n = 0,32$  мм,  $a_c = 1,00$  мм,  $\Pi = 0,57$ );
- — без сетки

Поэтому при охлаждении с сеткой происходит увеличение эффективности поверхности охлаждения и возрастание за счет этого отводимого теплового потока.

Эксперименты с различным числом слоев сеток показали, что наибольшей эффективностью обладают сетки, расположенные на поверхности в 2 слоя. При большом числе слоев вода растекается поверх сеток, так как они создают значительное гидравлическое сопротивление, при меньшем числе сетка слишком тонка и не образует капиллярно-пористой структуры. Все последующие опыты проводились для двухслойных сеток. Сеточная структура, состоящая из двух слоев сетки, показана на рис. 2.18.

Таким образом, согласно полученным результатам, применение нового способа обеспечивает увеличение теплосъема с поверхности покрытия в 1,5–2,5 раза. Это имеет место при размерах ячеек сетки 0,63–1,2 мм и режиме истечения струй, соответствующем числу  $Re = (2,7 - 3,0) \cdot 10^4$ . Поэтому применение нового способа дает возможность одновременно со снижением скорости истечения воды сократить ее расход. Увеличение теплосъема создает условия для более эффективного управления охлаждением и расширения диапазона регулирования. Кроме того, более высокая скорость охлаждения и повышенная эффективная поверхность теплосъема дают возможность сократить длину участка охлаждения в поточной линии.

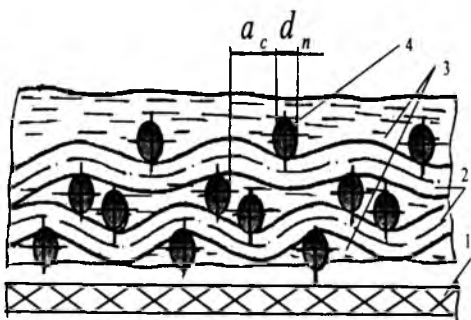


Рис. 2.18. Сетчатая структура, состоящая из двух слоев сетки  
 1 – гуммированный объект; 2 – слои сетки;  
 3 – охлаждающая жидкость; 4 – проволока основы сетки

## Выводы

Проведено экспериментальное исследование теплообмена при охлаждении плоского вертикально и горизонтально расположенного гуммированного изделия.

В результате опытов получены критериальные зависимости, позволяющие рассчитывать коэффициент теплоотдачи.

Выявлена зависимость коэффициента теплоотдачи от удельного расхода воды, из рассмотрения которой можно сделать вывод, что коэффициент теплоотдачи при средних температурах 423 и 473 К не зависит от температуры, а в основном определяется расходом воды.

Несовершенство теплообменной системы устранено введением в контакт с охлаждаемой гуммированной полосой полой охлаждающей детали, полость которой по меньшей мере частично заполнена имеющим пустоты капиллярно-пористым материалом. Для этого наиболее удобно использовать тканую проволочную сетку, так как она обладает легкостью, мягкостью и не препятствует прохождению полосы по роликам автоматизированной поточной линии для гуммирования.

<sup>1</sup> См.: Аваев А.А., Осипов А.А. Температурное поле резиноталлического изделия в процессе вулканизации его эластомерной обкладки // Инженерно-физический журнал. 1978. Т. 35. № 3. С. 550; Оценка степени вулканизации резин в изделиях: Тем. обзор / А.И. Лукомская, Е.Т. Минаев, Л.Б. Кеперша, Б.М. Милкова. М., 1972. 44 с.; Тепловые основы вулканизации резиновых изделий / А.И. Лукомская, П.Ф. Баденков, Л.М. Кеперша. М., 1972. 359 с.; Осипов Ю.Р., Рожина Т.А. Физико-математический анализ тепловых режимов термообработки гуммировочных покрытий // Техника и технология. 2005. № 3 (9). С. 51–54; Решение краевой задачи нестационарной теплопроводности при предварительной обработке многослойных эластомерных материалов / Ю.Р. Осипов, Т.А. Рожина, С.Ю. Осипов // Конструкции из композиционных материалов. 2005. № 6. С. 35–40; Осипов Ю.Р., Загребин С.Ю. Автоматизация технологических процессов гуммировочных производств. М., 2004. 275 с.; Осипов Ю.Р. Термообработка и работоспособность покрытий гуммированных объектов. М., 1995. 232 с.; Осипов Ю.Р. Структура и прочность горячего крепления эластомерных покрытий к металлу. Вологда, 1994. 110 с.; Осипов Ю.Р. Оценка кинетики степени вулканизации гуммировочных покрытий. Вологда, 1989. 106 с.; Опыт работы по оценке степени вулканизации гуммировочных покрытий / Ю.Р. Осипов, Л.Г. Клочков, А.В. Разумов. М., 1991. 20 с.; Осипов Ю.Р. Режимы вулканизации и прогнозирование свойств гуммировочных покрытий. Вологда, 1992. 204 с.

<sup>2</sup> См.: Осипов Ю.Р., Рожина Т.А. Физико-математический анализ тепловых режимов термообработки гуммировочных покрытий С. 51–54; Решение краевой задачи нестационарной теплопроводности при предварительной обработке многослойных эластомерных материалов / Ю.Р. Осипов, Т.А. Рожина, С.Ю. Осипов С. 35–40; Осипов Ю.Р., Загребин С.Ю. Автоматизация технологических процессов гуммировочных производств; Осипов Ю.Р. Термообработка и работоспособность покрытий гуммированных объектов; Он же. Структура и прочность горячего крепления эластомерных покрытий к металлу. Вологда, 1994. 110 с.; Он же. Оценка кинетики степени вулканизации гуммировочных покрытий; Опыт работы по оценке степени вулканизации гуммировочных покрытий / Ю.Р. Осипов, Л.Г. Клочков, А.В. Разумов; Осипов Ю.Р. Режимы вулканизации и прогнозирование свойств гуммировочных покрытий.

<sup>3</sup> См.: Осипов Ю.Р. Термообработка и работоспособность покрытий гуммированных объектов.

<sup>4</sup> См.: Там же.

<sup>5</sup> См.: Планирование эксперимента при поиске оптимальных условий / Ю.П. Адлер, Е.В. Маркова, Ю.В. Грановский. М., 1971. 283 с.; Осипов Ю.Р., Мещеряков С.В. О применении обобщенной функции желательности в задачах оценки качества эластомерных покрытий // Надежность и контроль качества. 1983. № 3. С. 16–21.

<sup>6</sup> См.: Осипова В.А. Экспериментальное исследование процессов теплообмена. М., 1979. 320 с.

<sup>7</sup> См.: Общая технология резины / Ф.Ф. Кошелев, А.Б. Корнев, А.М. Буканов. М., 1978. С. 39–40; Тепловые основы вулканизации резиновых изделий / А.И. Лукомская, П.Ф. Баденков, Л.М. Кеперша.

<sup>8</sup> См.: Фогель В.О. Каучук и резина // Каучук и резина. 1966. № 11. С. 30–36.

<sup>9</sup> См.: Там же.

<sup>10</sup> См.: Теплопередача / В.П. Исаченко, В.А. Осипова, А.С. Сукомел. М., 1975. 486 с.; Осипова В.А. Экспериментальное исследование процессов теплообмена.

<sup>11</sup> См.: Там же.

<sup>12</sup> См.: Лабейш В.Г. Жидкостное охлаждение высокотемпературного металла. Л., 1983. 171 с.

<sup>13</sup> См.: Карслу Г., Егер Д. Теплопроводность твердых тел. М., 1964. 488 с.; Лыков А.В. Теория теплопроводности; Он же. Теплообмен: Справочник. М., 1971. 560 с.

<sup>14</sup> См.: Тепловые основы вулканизации резиновых изделий / А.И. Лукомская, П.Ф. Баденков, Л.М. Кеперша; Лыков А.В. Теория теплопроводности.

<sup>15</sup> См.: Лыков А.В. Теплообмен: Справочник.

<sup>16</sup> См.: Там же.

<sup>17</sup> См.: Нестационарный теплообмен / Е.В. Кудрявцев, К.Н. Чакалев, Н.В. Шумаков. М., 1969. 485 с.; Лыков А.В., Перельман Т.Л. Вопросы нестационарного теплообмена между телом и обтекающим его потоком жидкости // Тепло- и массообмен. Т. 6. Минск, 1966. С. 63–85.

<sup>18</sup> См.: Кутателадзе С.С., Стырикович М.А. Гидродинамика газожидкостных систем. 2-е изд. М., 1976. 296 с.

<sup>19</sup> См.: Исаченко В.П., Кушнырев В.И. Струйное охлаждение. М., 1984. 216 с.; Теплопередача / В.П. Исаченко, В.А. Осипова, А.С. Сукомел.

<sup>20</sup> См.: Расчет требуемого расхода воды при ламинарном охлаждении полосы на отводящем рольганге широкополосного стана / А.И. Герцев, В.И. Зюзин, Г.А. Щукин, Л.Л. Ломтев // Сталь. 1972. № 7. С. 658–660; Григорьев В.М., Зорин В.М. Тепло- и массообмен. Теплотехнический эксперимент: Справочник. М., 1982. 512 с.

<sup>21</sup> См.: Нестационарный теплообмен / Е.В. Кудрявцев, К.Н. Чакалев, Н.В. Шумаков. М., 1969. 485 с.; Кушнырев В.И. Исследование теплообмена при конденсации пара на распыленной жидкости: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. М., 1971. 22 с.; Лабуцков Д.А. Теплообмен при пузырьковом кипении жидкости // Теплоэнергетика. 1959. № 12. С. 19–26.

<sup>22</sup> См.: Беляев Н.М., Рядно А.А. Методы нестационарной теплопроводности. М., 1978. 328 с.; Теплопередача / В.П. Исаченко, В.А. Осипова, А.С. Сукомел; Нестационарный теплообмен / Е.В. Кудрявцев, К.Н. Чакалев, Н.В. Шумаков; Кутателадзе С.С. Основы теории теплообмена. 5-е изд. М., 1979. 416 с.; Кэйс В.М. Конвективный тепло- и массообмен. М., 1972. 396 с.; Пехович А.И., Жидких В.М. Расчеты теплового режима твердых тел. Л., 1968. 304 с.

<sup>23</sup> См.: Нестационарный теплообмен / Е.В. Кудрявцев, К.Н. Чакалев, Н.В. Шумаков; Кэйс В.М. Конвективный тепло- и массообмен; Лыков А.В., Перельман Т.Л. Вопросы нестационарного теплообмена между телом и обтекающим его потоком жидкости.

<sup>24</sup> См.: Теплофизические и вулканизационные характеристики резиновых смесей и их использование в расчетах режимов вулканизации / В.А. Беляев, О.И. Рождественский, Н.А. Занемонец. М., 1972. 81 с.; Беляев Н.М., Рядно А.А. Методы нестационарной теплопроводности; Григорьев В.М., Зорин В.М. Тепло- и массообмен. Теплофизический эксперимент: Справочник; Нестационарный теплообмен / Е.В. Кудрявцев, К.Н. Чакалев, Н.В. Шумаков; Тепловые основы вулканизаций резиновых изделий / А.И. Лукомская, П.Ф. Баденков, Л.М. Кеperша; Михеев М.А., Михеева И.М. Основы теплопередачи. М., 1977. 344 с.

<sup>25</sup> См.: Рабинович С.Г. Погрешности измерений. Л., 1978. 262 с.

<sup>26</sup> См.: Беляев Н.М., Рядно А.А. Методы нестационарной теплопроводности; Теплообмен при охлаждении горизонтальной поверхности струей диспергированной жидкости / В.П. Исаченко, В.И. Кушнырев, В.К. Сидорова // Исследование теплофизических свойств веществ и процессов теплообмена. Вып. 424. М., 1979. С. 80–83; Теплопередача / В.П. Исаченко, В.А. Осипова, А.С. Сукомел; Кэйс В.М. Конвективный тепло- и массообмен; Пехович А.И., Жидких В.М. Расчеты теплового режима твердых тел.

<sup>27</sup> См.: Кутателадзе С.С. Основы теории теплообмена. 5-е изд.; Тепловые основы вулканизаций резиновых изделий / А.И. Лукомская, П.Ф. Баденков, Л.М. Кеperша.

<sup>28</sup> См.: Осипова В.А. Экспериментальное исследование процессов теплообмена.

<sup>29</sup> См.: Боттерилл Дж. Теплообмен в псевдооживленном слое. М., 1980. 344 с.

<sup>30</sup> См.: Там же.

<sup>31</sup> См.: Пехович А.И., Жидких В.М. Расчеты теплового режима твердых тел.

<sup>32</sup> См.: Теплофизические и вулканизационные характеристики резиновых смесей и их использование в расчетах режимов вулканизации / В.А. Беляев, О.И. Рождественский, Н.А. Занемонец; Тепловые основы вулканизаций резиновых изделий / А.И. Лукомская, П.Ф. Баденков, Л.М. Кеperша.

<sup>33</sup> См.: О характере теплообмена при струйном охлаждении / А.С. Кадионова, Г.Н. Хейфец, Н.Ю. Тайц // Инженерно-физический журнал. 1963. Т. 6. № 4. С. 46–50; Кадионова А.С., Хейфец Г.Н. Факторы, влияющие на теплообмен при струйном охлаждении водой // Металловедение и термическая обработка металлов. 1974. № 1. С. 10–13; Кутателадзе С.С., Стырикович М.А. Гидродинамика газожидкостных систем. 2-е изд.; Лабейш В.Г. Жидкостное охлаждение высокотемпературного металла; Удар капли о плоскую движущуюся пластину / О.И. Назаров, О.А. Поворов, И.А. Ятчени // Теплоэнергетика. 1975. № 4. С. 47–49; Film boiling heat transfer to water drops on a flat plate / K.J. Baumeister, T.D. Hamill, F.L. Schwartz, G.J. Schoessow // Chem. Eng. Progr. Symp. ser. 1966. V. 62. № 64. P. 52–61; Emmerson G.S. The effect of pressure and surface material on the Leidenfrost point of discrete drops of water // Heat and Mass Transfer. 1975. V. 18. № 3. P. 381–386; Experiments on individual droplet heat transfer rates / J.P. Holman, P.E. Jenkins, F.G. Sullivan // Там же. 1972. V. 15. P. 1489–1495; The heat transfer from a hot horizontal plate to sessile water drops in the spheroidal state / L.H. Wachters, H. Bonne, H.J. Van Nouhuys // Chem. Engng. Sci. 1966. V. 21. № 10. P. 923–936; Yang W.-J. Vaporization and combustion of liquid drops on heated surfaces // Proc. Condens. Pap. Two-Phase Flow and Heat Transfer Symp. 1976. P. 77–86.

<sup>34</sup> См.: Исаченко В.П., Кушнырев В.И. Струйное охлаждение.

<sup>35</sup> См.: Исаченко В.П., Сидорова И.К. Экспериментальное исследование охлаждения плоской вертикальной поверхности струей диспергированной жидкости // Теплоэнергетика. 1982. № 3. С. 30–33.

<sup>36</sup> См.: Щекин С.М., Вопилов В.Н. Исследование теплообмена верхней поверхности горячекатанного листа с водой. тепловые процессы при производстве листового проката. Л., 1983. С. 46–51.

<sup>37</sup> См.: Щекин С.М. Разработка усовершенствованных способов и конструктивных решений охлаждающих устройств для горячего металла: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. Л., 1985. 16 с.

<sup>38</sup> См.: Там же.

<sup>39</sup> См.: Вопилов В.Н., Лабейш В.Г. Интенсивность теплообмена при душировании горячекатанного листа // Теория и практика производства широкополосной стали. М., 1979. С. 17–22; Вопилов В.Н. Исследование теплообмена при струйном жидкостном охлаждении высокотемпературной поверхности: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. Л., 1977. 20 с.; К исследованию процесса теплообмена при струйном охлаждении листа на стане / В.Н. Вопилов, А.Н. Шичков, Я.А. Бурштейн, В.С. Тюшев // Сборник научных трудов Северо-Западного политехнического института. Л., 1970. № 2. С. 71–75.

<sup>40</sup> См.: Лыков А.В. Теория теплопроводности. М., 1967. 600 с.

### 3. ФИЗИКО-МАТЕМАТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ТЕРМООБРАБОТКИ И ОХЛАЖДЕНИЯ ГУММИРОВОЧНЫХ МНОГОСЛОЙНЫХ ИЗДЕЛИЙ

#### 3.1. Математическое описание процессов конвективного теплообмена в слоистых средах без внутренних источников теплоты

Явления переноса теплоты и вещества зачастую происходят в сложных связанных системах, тепловые и массовые коэффициенты для каждой из которых подчиняются различным закономерностям и претерпевают скачки (разрывы) на границах соприкосновения. С подобного рода задачами часто приходится сталкиваться при рассмотрении тепло- и массопереноса в явлениях переноса, связанных с изменением агрегатного или химического состояния, в различных методах определения коэффициентов переноса и др.

С течением времени разграничивающая системы поверхность может оставаться неизменной или перемещаться вглубь одной из них. Последние задачи (так называемая задача Стефана) имеют большое практическое значение в металлургии (кристаллизация слитка), строительной теплотехнике и агрофизике (промерзание грунта и стен) и др.

Изучению процессов конвективного теплообмена при охлаждении (нагревании) конструкций, которые можно свести к многослойной пластине, посвящены работы таких ученых, как Н.М. Беляев, А.А. Рядно, И.А. Мотовиловец, А.В. Лыков, Ю.А. Михайлов, Э.М. Карташов, А.И. Пехович, В.М. Жидких, А.Г. Цинцин, В.В. Забелин, В.П. Маслов, В.Г. Данилов, К.А. Волосов, Ш.И. Плят, В.П. Козлов, Л.А. Коздоба, В.А. Кудинов, В.В. Калашников, Н.И. Лаптев, С.К. Сергеев, С.С. Кутателадзе, А.М. Леонтьев, А.И. Леонтьев, Я.М. Котляр и др.

Рассмотрим  $n$ -слойную неограниченную пластину с известным начальным распределением температуры. На границах между слоями осуществляется идеальный тепловой контакт (то есть выполняются граничные условия сопряжения). На внешних граничных поверхностях заданы граничные условия 3-го рода. Действием объемных и поверхностных источников теплоты пренебрегаем. Определим распределение температуры по толщине многослойной пластины.

Температурное поле в системе разнородных пластин описывается следующей системой уравнений, представленной в безразмерном виде:

$$\frac{\partial \theta_i(\eta_i, Fo)}{\partial Fo} = \kappa_i \frac{\partial^2 \theta_i(\eta_i, Fo)}{\partial \eta_i^2}, \quad (I=1, 2, \dots, N) \quad (3.1)$$

– при начальных условиях:

$$\theta_i(\eta_i, Fo) \Big|_{Fo=0} = f_i(\eta_i) \quad (I=1, 2, \dots, N); \quad (3.2)$$

– граничных условиях на внешних поверхностях системы:

$$\left. \begin{aligned} -\partial\theta_1(0, Fo)/\partial\eta_1 + Bi_1\theta_1(0, Fo) &= 0; \\ \partial\theta_n(\Delta_n, Fo)/\partial\eta_n + Bi_n[-D + \theta_n(\Delta_n, Fo)] &= 0 \end{aligned} \right\}; \quad (3.3)$$

– условиях сопряжения на поверхности стыков слоев:

$$\theta_{i-1}(\Delta_{i-1}, Fo) = \theta_i(0, Fo), \quad (i=1, 2, \dots, N), \quad (3.4)$$

$$h_{i-1} \frac{\partial\theta_{i-1}(\Delta_{i-1}, Fo)}{\partial\eta_{i-1}} = h_i \frac{\partial\theta_i(0, Fo)}{\partial\eta_i}, \quad (i=1, 2, \dots, N), \quad (3.5)$$

где  $\kappa_i = a_i/a$ ,  $h_i = \lambda_i/\lambda$  – безразмерные коэффициенты;  $Fo = a\tau/\delta^2$  – число Фурье;  $Bi = a_0\delta/\lambda$ ,  $Bi_n = a_{n+1}\delta/\lambda_n$  – число Био;  $\eta_i = x_i/\delta$  ( $i = 1, 2, \dots, n$ ) – безразмерная координата  $i$ -го слоя пластины;  $\Delta_i = \delta_i/\delta$  ( $i = 1, 2, \dots, n$ ) – толщина  $i$ -го слоя пластины;  $\theta_i(\eta_i, Fo) = (T_{c1} - T_i)/(T_{c1} - T_0)$  – относительная избыточная температура  $i$ -го слоя;  $D = (T_{c1} - T_{c2})/(T_c - T_0)$  – безразмерная температура;  $a$  – наименьшая температуропроводность;  $\lambda$  – теплопроводность слоя с температуропроводностью  $a$ .

Общее решение задачи (3.1)–(3.5), удовлетворяющее однородным граничным условиям, представим в виде суммы:

$$\theta_i(\eta_i, Fo) = R_i(\eta_i) + N_i(\eta_i, Fo) \quad (i=1, 2, \dots, N), \quad (3.6)$$

где функция  $R_i(\eta_i)$  является решением краевой задачи стационарной теплопроводности при соответствующих неоднородных граничных условиях вида (3–3) и соответствующих условиях сопряжения вида (3.4), (3.5), а функция  $N_i(\eta_i, Fo)$  является решением нестационарной краевой задачи с однородными граничными условиями и неоднородным начальным условием, которая будет записана ниже. Для нахождения функции  $N_i(\eta_i, Fo)$  используем метод разделения переменных:

$$N_i(\eta_i, Fo) = \sum_{k=1}^n X_k(\eta_i) = \sum_{k=1}^n A_{ik} M_k \sin\left(\frac{\mu_k \eta_i}{\sqrt{\kappa_i}} + \varphi_k\right). \quad (3.7)$$

$$R_i(\eta_i) = \frac{D}{h_i \chi} \eta_i + \frac{1}{Bi_i} A_1 + \frac{D}{\chi} \left( \sum_{k=1}^i \frac{\Delta k}{h_k} - \frac{\Delta_i}{h_i} \right) \quad (i=1, 2, \dots, N),$$

где

$$M_k = \frac{\prod_{r=1}^{i-1} \sin\left(\frac{\mu_k \Delta_r}{\sqrt{\kappa_r}} + \varphi_k\right)}{\prod_{r=1}^i \sin \varphi_k}, \quad A_{ik} = \frac{\sum_{k=1}^n M_k \int_0^{\Delta_i} N_i(\eta_i, 0) \sin\left(\frac{\mu_k \eta_i}{\sqrt{\kappa_i}} + \varphi_k\right) d\eta_i}{\sum_{k=1}^n M_k^2 \int_0^{\Delta_i} \sin^2\left(\frac{\mu_k \eta_i}{\sqrt{\kappa_i}} + \varphi_k\right) d\eta_i},$$

$\sin \varphi_{rk} \neq 0$ .

$$\chi = \frac{1}{Bi_1 h_1} + \frac{1}{Bi_n h_n} + \sum_{k=1}^n \frac{\Delta k}{h_k}$$

Окончательное решение в безразмерных координатах представляется в виде суммы двух составляющих  $N_i(\eta_i, Fo)$  и  $R_i(\eta_i)$ .

### 3.2. Нестационарная теплопроводность в многослойном резинометаллическом изделии в период послевулканизационного охлаждения и довулканизации

В случае охлаждения резинометаллического изделия в начальный момент времени присутствуют внутренние тепловыделения. Доказательством внутреннего тепловыделения, связанного с внутренней реакцией вулканизации, служит то, что во время вулканизации эластомерные покрытия в середине нагревались выше температуры теплоносителя. Повышение температуры обусловлено содержанием связанной серы в эластомере: чем ее больше, тем температура выше. В эбонитовых смесях выделяется при вулканизации до  $920 \cdot 10^3$  Дж/кг каучука<sup>1</sup>.

Скорость вулканизации и степень ее протекания (степень вулканизации) зависят от температуры, а следовательно, количества подведенной тепловой энергии. В свою очередь тепловой эффект реакции представляет собой функцию степени вулканизации. При вулканизации можно количественно определить ее скорость. Если в системе выделяется много теплоты и ее реакционная способность ограничена, происходят выделение летучих продуктов, преобразование и деструкция полимера. Сопоставляя скорости тепловыделения и вулканизации, можно заметить условия, при которых тепловые эффекты вулканизации оказывают отрицательное влияние на качество обкладок резинометаллических объектов. Особенно это заметно при высоких температурах вулканизации (выше 428 К).

Основная задача теплопроводности многослойной обкладки заключается в нахождении температурного поля внутри эластомера на основании известных его характеристик<sup>2</sup>.

Рассмотрим модель охлаждаемого образца: на металлическом слое с помощью клеевого шва прикреплен слой резины или эбонита. Теплофизические свойства стали, определяемые теплопроводностью и температуропроводностью, значительно отличаются от этих же свойств слоев клея и резины. Так, теплопроводность стали более чем в 2 раза превышает теплопроводность резины.

В связи с этим рассмотрена многослойная плоская стенка, разделяющая среды, температуры которых произвольным образом изменяются во времени. Пусть теплообмен на внешних поверхностях стенки со средами происходит по закону Ньютона, а в пределах каждого ее слоя действует изменяющийся во времени внутренний источник теплоты. Тогда, предполагая, что между слоями стенки осуществляется идеальный тепловой контакт, а теплофизические свойства слоев и интенсивности внутренних источников тепла не зависят от температуры, задачу определения нестационарного температурного поля в рассматриваемой многослойной плоской стенке можно свести к интегрированию следующего дифференциального уравнения нестационарной теплопроводности<sup>3</sup>:

$$C_{\nu}(x) \frac{\partial T}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial x} \left[ \lambda(x) \frac{\partial T}{\partial x} \right] + q_{\nu}(x, \tau) \quad (3.8)$$

$(0 \leq x \leq x_n; \tau > 0)$

– при начальном условии:

$$T(x, 0) = f(x), \quad (3.9)$$

– граничных условиях:

$$\left[ -\lambda(x) \frac{\partial T}{\partial x} + \alpha_1 T(x, \tau) \right]_{|x=0} = \alpha_1 \varphi_1(\tau); \quad (3.10)$$

$$\left[ \lambda(x) \frac{\partial T}{\partial x} + \alpha_2 T(x, \tau) \right]_{|x=x_n} = \alpha_2 \varphi_2(\tau);$$

где  $x$  – линейная координата, отсчитываемая от одной из внешних поверхностей стенки;  $\varphi_1(\tau)$  и  $\varphi_2(\tau)$  – температуры сред;  $\alpha_1$  и  $\alpha_2$  – коэффициенты теплообмена.

Теплофизические характеристики многослойной стенки как единой целой и действующие в ней внутренние источники тепла с интенсивностью  $q_{\nu}(x, \tau)$  как функции координаты  $x$  представляются в виде:

$$\lambda(x) = \lambda_1 + \sum_{i=1}^{n-1} (\lambda_{i+1} - \lambda_i) S_{-}(x - x_i); \quad C_{\nu}(x) = C_{\nu_1} + \sum_{i=1}^{n-1} (C_{\nu_{i+1}} - C_{\nu_i}) S_{-}(x - x_i);$$

$$q_{\nu}(x) = q_{\nu_1} + \sum_{i=1}^{n-1} [q_{\nu_{i+1}}(\tau) - q_{\nu_i}(\tau)] S_{-}(x - x_i),$$

где  $\lambda_i$  и  $C_{\nu_i}$  – соответственно коэффициент теплопроводности и объемная теплоемкость  $i$ -того слоя стенки;  $q_{\nu_i}$  – интенсивность внутренних источников тепла в  $i$ -том слое стенки;  $x_i$  – координата сопряжения  $i$ -того и  $i+1$ -го слоев стенки;  $n$  – количество слоев;  $S_{-}(x - x_i)$  – асимметричная единичная функция<sup>4</sup>.

Если от переменной  $x$  перейти к новой независимой переменной  $z$  согласно соотношению

$$z = \int_0^x \frac{\sqrt{C_{\nu}(x')}}{\lambda(x') S} dx' = \sqrt{\frac{C_{\nu_1}}{\lambda_1}} x + \sum_{i=1}^{n-1} \left( \sqrt{\frac{C_{\nu_{i+1}}}{\lambda_i}} - \sqrt{\frac{C_{\nu_i}}{\lambda_i}} \right) (x - x_i) S_{-}(x - x_i), \quad (3.11)$$

то краевая задача (3.8)–(3.10) примет вид:

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = \frac{1}{\sqrt{C_{\nu}(z) \lambda(z)}} \frac{\partial}{\partial z} \left[ \sqrt{C_{\nu}(z) \lambda(z)} \frac{\partial T}{\partial z} \right] + \frac{q_{\nu}(z, \tau)}{C_{\nu}(z)} \quad (0 \leq z \leq z_n; \tau > 0), \quad (3.12)$$

$$T(z, 0) = f(z), \quad (3.13)$$



$$\begin{aligned} \sqrt{C_{v_1} \lambda_1} \frac{\partial T(0, \tau)}{\partial z} + \alpha_1 T(0, \tau) &= \alpha_1 \varphi_1(\tau), \\ \sqrt{C_{v_n} \lambda_n} \frac{\partial T(z_n, \tau)}{\partial z} + \alpha_2 T(z_n, \tau) &= \alpha_2 \varphi_2(\tau). \end{aligned} \quad (3.14)$$

Решение уравнения (3.12) будем искать в виде

$$T(z, \tau) = \theta(z, \tau) + \sum_{m=1}^{\infty} \left[ A_m + \int_0^{\tau} a_m(t) \cdot e^{-k_m z} dt \right] \Psi_m(z) e^{-k_m \tau}. \quad (3.15)$$

Подставив (3.15) в дифференциальное уравнение (3.12), получим:

$$\begin{aligned} \frac{\partial \theta(z, \tau)}{\partial \tau} - \sum_{m=1}^{\infty} \left[ A_m + \int_0^{\tau} a_m(t) \cdot e^{-k_m z} dt \right] \Psi_m(z) e^{-k_m \tau} + \sum_{m=1}^{\infty} a_m(\tau) \Psi_m(z) &= \frac{1}{\sqrt{C_v(z) \lambda(z)}} \frac{\partial}{\partial z} \left[ \sqrt{C_v(z) \lambda(z)} \frac{\partial \theta}{\partial z} \right] + \\ + \sum_{m=1}^{\infty} \left[ A_m + \int_0^{\tau} a_m(t) \cdot e^{-k_m z} dt \right] \frac{1}{\sqrt{C_v(z) \lambda(z)}} \frac{d}{dz} \left[ \sqrt{C_v(z) \lambda(z)} \frac{d\Psi_m}{dz} \right] e^{-k_m z} &+ \frac{q_v(z, \tau)}{C_v(z)}. \end{aligned} \quad (3.16)$$

Потребуем, чтобы квазистационарная составляющая  $\theta(z, \tau)$  общего решения (3.15) удовлетворяла дифференциальному уравнению

$$\frac{\partial}{\partial z} \left[ \sqrt{C_v(z) \lambda(z)} \frac{\partial \theta(z, \tau)}{\partial z} \right] = 0 \quad (3.17)$$

с неоднородными граничными условиями

$$\begin{aligned} -\sqrt{C_{v_1} \lambda_1} \frac{\partial \theta(0, \tau)}{\partial z} + \alpha_1 \theta(0, \tau) &= \alpha_1 \varphi_1(\tau), \\ \sqrt{C_{v_n} \lambda_n} \frac{\partial \theta(z_n, \tau)}{\partial z} + \alpha_2 \theta(z_n, \tau) &= \alpha_2 \varphi_2(\tau), \end{aligned} \quad (3.18)$$

а собственные числа  $k_m$  и соответствующие им собственные функции  $\Psi_m(z)$  определялись из решения однородной краевой задачи

$$\frac{d}{dz} \left[ \sqrt{C_v(z) \lambda(z)} \frac{d\Psi_m(z)}{dz} \right] + k_m^2 \sqrt{C_v(z) \lambda(z)} \Psi_m(z) = 0, \quad (3.19)$$

$$\begin{aligned} -\sqrt{C_{v_1} \lambda_1} \frac{d\Psi_m(0)}{dz} + \alpha_1 \Psi_m(0) &= 0, \\ \sqrt{C_{v_n} \lambda_n} \frac{d\Psi_m(z_n)}{dz} + \alpha_2 \Psi_m(z_n) &= 0. \end{aligned} \quad (3.20)$$

Тогда, если положить

$$\sum_{m=1}^{\infty} a_m(\tau) \Psi_m(z) = -\frac{\partial \theta(z, \tau)}{\partial \tau} + \frac{q_v(z, \tau)}{C_v(z)}, \quad (3.21)$$

то решение (3.15) будет удовлетворять дифференциальному уравнению (3.12) и граничным условиям (3.14). Подставляя (3.15) в начальное условие (3.13), получим выражение для определения коэффициентов  $A_m$ :

$$A_m = \frac{1}{N_m^2} \int_0^{\tau} [f(z) - \theta(z, 0)] \sqrt{C_v(z) \lambda(z)} \Psi_m(z) dz, \quad (3.22)$$

где  $N_m^2$  – квадрат нормы собственных функций  $\Psi_m(z)$ ,

$$N_m^2 = \int_0^{\tau} \sqrt{C_v(z) \lambda(z)} [\Psi_m(z)]^2 dz. \quad (3.23)$$

Из (3.21) находим выражение для определения коэффициентов  $a_m(\tau)$ :

$$a_m(\tau) = \frac{1}{N_m^2} \int_0^{\tau} \left[ q_v(z, \tau) - \frac{\partial \theta(z, \tau)}{\partial \tau} \right] \sqrt{C_v(z) \lambda(z)} \Psi_m(z) dz. \quad (3.24)$$

Определив квазистационарную составляющую искомого температурного поля (3.15) из решения уравнения (3.17) с последующим удовлетворением неоднородным граничным условиям (3.18), получим

$$\alpha(z, \tau) = q(\tau) + \frac{1 + \frac{z}{\alpha_1} + \sum_{j=1}^{n-1} \left( \frac{1}{\sqrt{C_j \lambda_j}} - \frac{1}{\sqrt{C_{j+1} \lambda_{j+1}}} \right) (\epsilon_{n-j}) (z - z_j)}{\frac{1}{\alpha_1} + \frac{1}{\alpha_2} + \frac{z}{\sqrt{C_1 \lambda_1}} + \sum_{j=1}^{n-1} \left( \frac{1}{\sqrt{C_{j+1} \lambda_{j+1}}} - \frac{1}{\sqrt{C_j \lambda_j}} \right) (\epsilon_{n-j})} [\varphi_2(\tau) - q(\tau)]. \quad (3.25)$$

Здесь и в дальнейшем в целях упрощения математических записей принято, что  $C_v(z) = C(z)$ . Для решения специальной задачи Штурма-Лиувилля (3.19), (3.20) приведем дифференциальное уравнение (3.19) к частично вырожденному виду:

$$\frac{d^2 \Psi_m(z)}{dz^2} + k_m^2 \Psi_m(z) + \sum_{j=1}^{n-1} \left( \sqrt{\frac{C_{j+1} \lambda_{j+1}}{C_j \lambda_j}} - 1 \right) \frac{d \Psi_m}{dz} \delta_-(z - z_j) = 0, \quad (3.26)$$

где  $\delta_-(z - z_j) = S_-(z - z_j)$  – асимметричная импульсная функция<sup>5</sup>.

Общее решение уравнения (3.26) можно представить следующим образом:

$$\Psi_m(z) = C_m \operatorname{sinh} k_m z + D_m \operatorname{cosh} k_m z - \frac{1}{k_m} \sum_{j=1}^{n-1} \left( \sqrt{\frac{C_{j+1} \lambda_{j+1}}{C_j \lambda_j}} - 1 \right) \frac{d \Psi_m}{dz} \operatorname{sinh} k_m (z - z_j) \cdot S_-(z - z_j) \quad (3.27)$$

где  $C_m$  и  $D_m$  – постоянные интегрирования<sup>6</sup>.

Разрешая последовательно систему алгебраических уравнений

$$\begin{aligned} \frac{d \Psi_m}{dz} + \sum_{k=1}^{n-1} \left( \sqrt{\frac{C_{k+1} \lambda_{k+1}}{C_k \lambda_k}} - 1 \right) \frac{d \Psi_m}{dz} \cos k_m (z - z_k) \cdot S_-(z - z_k) = \\ = C_m k_m \cos k_m z_k - D_m k_m \sin k_m z_k \quad (k = 1, 2, \dots, n-1), \end{aligned}$$

найдем неизвестные величины и получим решение уравнения (3.19) в замкнутом виде:

$$\Psi_m(z) = C_m \left[ \operatorname{sink}_m z - \sum_{j=1}^{n-1} \left( 1 - \sqrt{\frac{C_j \lambda_j}{C_{j+1} \lambda_{j+1}}} \right) R_j \operatorname{sink}_m(z-z_j) \cdot S_-(z-z_j) \right] + D_m \left[ \operatorname{cosk}_m z - \sum_{j=1}^{n-1} \left( 1 - \sqrt{\frac{C_j \lambda_j}{C_{j+1} \lambda_{j+1}}} \right) Q_j \operatorname{sink}_m(z-z_j) \cdot S_-(z-z_j) \right] \quad (3.28)$$

Удовлетворяя общее решение (3.28) граничным условиям (3.20), находим с точностью до произвольной постоянной вид собственных функций

$$\Psi_m(z) = \operatorname{sink}_m z + \frac{k_m \sqrt{C_1 \lambda_1}}{\alpha_1} \operatorname{cosk}_m z + \sum_{j=1}^{n-1} \left( 1 - \sqrt{\frac{C_j \lambda_j}{C_{j+1} \lambda_{j+1}}} \right) \left( \frac{k_m \sqrt{C_1 \lambda_1}}{\alpha_1} Q_j - R_j \right) \operatorname{sink}_m(z-z_j) S_-(z-z_j) \quad (3.2)$$

и характеристическое уравнение для определения собственных чисел  $k_m$

$$\frac{\alpha_2 F(k_m) + k_m \sqrt{C_n \lambda_n} E(k_m)}{k_m \sqrt{C_n \lambda_n} L(k_m) - \alpha_2 M(k_m)} = \frac{k_m \sqrt{C_1 \lambda_1}}{\alpha_1}, \quad (3.30)$$

где

$$F(K_m) = \sin K_m z_n - \sum_{j=1}^{n-1} \left( 1 - \sqrt{\frac{C_j \lambda_j}{C_{j+1} \lambda_{j+1}}} \right) R_j \sin K_m(z_n - z_j);$$

$$E(K_m) = \cos K_m z_n - \sum_{j=1}^{n-1} \left( 1 - \sqrt{\frac{C_j \lambda_j}{C_{j+1} \lambda_{j+1}}} \right) R_j \cos K_m(z_n - z_j);$$

$$L(K_m) = \sin K_m z_n - \sum_{j=1}^{n-1} \left( 1 - \sqrt{\frac{C_j \lambda_j}{C_{j+1} \lambda_{j+1}}} \right) R_j \cos K_m(z_n - z_j);$$

$$M(K_m) = \cos K_m z_n + \sum_{j=1}^{n-1} \left( 1 - \sqrt{\frac{C_j \lambda_j}{C_{j+1} \lambda_{j+1}}} \right) R_j \sin K_m(z_n - z_j).$$

Если теперь с учетом найденного вида собственных функций (3.29) вычислить коэффициенты  $A_m$  и  $a_m(\tau)$  согласно выражениям (3.22)–(3.24) и подставить их значения и выражение (3.25) в искомое решение (3.15), то тем самым завершится построение общего решения поставленной задачи.

### 3.3. Разработка алгоритмического и программного обеспечения расчетов многослойных конструкций

Определение температурных полей в многослойных конструкциях необходимо как при проектировании самих многослойных конструкций для обеспечения их надежной работы в заданных условиях, так и для разработки правильных температурных режимов технологических процессов изготовления многослойных конструкций. Трудность определения

температурных полей связана прежде всего со сложностью и большим объемом математических расчетов. Автоматизированное проектирование температурных режимов многослойных конструкций на ЭВМ значительно снижает время, затрачиваемое на проектные работы, повышает темпы и качество проектирования, позволяет исследовать большое количество различных вариантов и проводить оптимизацию.

В основу алгоритмического и программного обеспечения расчетов многослойных конструкций положена задача определения нестационарной теплопроводности в многослойной плоской стенке с внутренними источниками теплоты. Решение задачи проведено аналитическим методом в предыдущем разделе. Реализация на ЭВМ точных аналитических методов имеет ряд преимуществ по сравнению с численными методами, такими как конечно-разностные или метод конечных элементов. Основные преимущества аналитических решений таковы. Во-первых, эти решения используют в качестве тестовых при анализе различных численных схем. Во-вторых, применение аналитических решений часто позволяет существенно сократить затраты машинного времени и памяти, так как число пространственно-временных точек, в которых находятся значения искомой функции, определяется только объемом требуемой информации об исследуемом процессе. При использовании же численных методов число узлов пространственно-временной сетки, необходимое для получения разностного решения с удовлетворительной точностью, как правило, оказывается существенно большим. Кроме того, реализация многих разностных схем требует больших дополнительных затрат машинной памяти для хранения рабочих массивов при решении систем разностных уравнений.

Переход от переменной толщины пластины  $x$  к промежуточной переменной  $z$  происходит при помощи функции  $\text{ConvertZ}$  (формула (3.11)).

Расчет температуры  $T(z, \tau)$  реализуется по формуле (3.15) при помощи функции  $V$  и  $\text{Row}$ . Расчет квазистационарной составляющей температурного поля происходит по алгоритму функции  $V$  в соответствии с формулой (3.25). Функция  $\text{Row}$  осуществляет расчет суммы ряда в формуле (3.15). Исходя из соображений оптимизации затрат времени, в расчет берут четыре первых члена ряда. Функция  $\text{TauIntegr}$  производит расчет интеграла по переменной  $\tau$  в формуле (3.15).

Коэффициенты  $A_m$  (формула (3.22)) и  $a_m$  (формула (3.24)) рассчитываются функциями  $\text{BigAm}$  и  $\text{SmallAm}$ . Входящий в расчет этих коэффициентов квадрат нормы собственных функций  $N_m^2$  (формула (3.23)) вычисляется функцией  $\text{NmSqr}$ .

В функциях  $\text{BigAm}$ ,  $\text{SmallAm}$ ,  $\text{NmSqr}$  и  $\text{TauIntegr}$  для расчета определенного интеграла используется численное интегрирование по формуле Симпсона:

$$I = \int_a^b f(x) dx \approx \frac{h}{3} [f(a) + 4f(a+h) + 2f(a+2h) + 4f(a+3h) + \dots + 4f(b-h) + f(b)] - \frac{mb}{90} f^{(iv)}(\xi),$$

где  $a$  и  $b$  – границы интегрирования,  $f$  – подинтегральная функция,  $h$  – шаг интегрирования,  $m$  – количество шагов,  $\xi$  – некоторое число из области  $[a, b]$ .

Выражение для остаточного члена говорит о высокой точности формулы Симпсона. Это и обусловило ее применение. Из функции SmallAm вызывается функция Differential, которая реализует алгоритм численного дифференцирования. Численное дифференцирование ведется по формуле<sup>7</sup>

$$f'_0 \approx \frac{f_1 - f_{-1}}{2h},$$

где  $f_1$  и  $f_{-1}$  – значения функции соответственно в точках  $\tau+h$  и  $\tau-h$ ;  $f'_0$  – значение производной в точке с координатой  $\tau$ ;  $h$  – шаг дифференцирования;  $\tau$  – независимая переменная.

Собственные числа  $k_m$  находятся в функции CharEquationRoot из решения характеристического уравнения (3.30). Поскольку уравнение (3.30) является трансцендентным, его решение представляется возможным только численным методом. Решение характеристического уравнения производится модифицированным методом поразрядного приближения. Выбор метода определяется видом функций, входящих в левую и правую части уравнения (3.30). Функция левой части представляют семейство котангенсоидоподобных кривых, имеющих точки разрыва, правая часть являет собой линейную функцию, идущую из начала координат. Общие точки этих функций являются корнями уравнения.

Коэффициенты  $F(k_m)$ ,  $E(k_m)$ ,  $L(k_m)$ ,  $M(k_m)$ , входящие в уравнение (3.30) реализуются соответственно следующими функциями  $F$ ,  $E$ ,  $M$ ,  $L$ .

Функция OwnFunc рассчитывает значения собственных функций  $\psi_m(z)$  (формула (3.29)).

Алгоритм основной программы реализует выбор режима текущей работы: ввод данных, расчет температурных полей, работа с базой данных по материалам многослойных конструкций, вывод краткой справки по программе. При выборе одного из режимов работы управление передается на соответствующую подпрограмму. Здесь же осуществляется выход из программы. При отсутствии выбора одного из режимов работы на экран выводится краткое содержание каждого из режимов при помощи подпрограмм FillDataWin, FillMathWin, FillGuidWin, FillHelpWin и FillExitWin. Оформление экрана выбора режима работы осуществляется подпрограммой MakePicture, а идентификация выбранного режима подпрограммой VMenu.

Подпрограмма EnterData управляет процессом ввода данных. Подпрограмма InitData осуществляет вызов подпрограмм: InitVar – обнуление переменных, WallChar – ввод характеристик стенки, LayerChar – ввод характеристик слоя. Из подпрограммы LayerChar вызываются

подпрограммы WarmGenerChar – ввод мощности внутреннего источника теплоты, Book – ввод параметров материала из базы данных. После ввода данных в подпрограмме InitZ происходит перевод массива значений толщины слоев в величины промежуточной переменной  $z$  (формула (3.11)). В том случае, если файл базы данных не содержит необходимой информации по материалам или отсутствует, ввод данных игнорируется и на экран выдается соответствующее сообщение (подпрограмма NoDataMessage).

Подпрограмма Calculation осуществляет управление расчетом температурного поля и построением графического изображения температурных полей. В подпрограмме InputMath происходит ввод количества точек времени наблюдения распределения температуры по толщине стенки и времени каждой точки. Подпрограмма MakeMathAndDrow производит расчет температурного поля в стенке и построение графического изображения распределения температуры. Подпрограмма GrInit инициализирует графический режим и рассчитывает масштабный коэффициент по горизонтали. Для получения значения температуры в точке с определенной координатой по толщине стенки и координатой времени наблюдения действительная координата расстояния  $x$  переводится в промежуточную переменную  $z$  при помощи функции ConvertZ. Для непосредственного значения температуры происходит обращение к функциям V и Row. Подпрограмма DrowGraph служит для изображения на графике значения температуры  $T(z, \tau)$ . Подпрограмма ParamDrowInit осуществляет расчет масштабного коэффициента по вертикали и определяет наилучшее расположение изображения на экране. Подпрограмма LayerDiv обозначает границы раздела слоев. Подпрограмма DrowValue расставляет числовые значения по осям координат. Подпрограмма PrintShell отслеживает коды нажатых клавиш и либо передает управление на подпрограмму печати изображения на принтере LPrint, либо заканчивает свою работу, что означает окончание работы с графическим изображением. В том случае если количество слоев  $n$  равно нулю (отсутствие входных данных), подпрограмма Calculation игнорирует расчет и выдает соответствующее сообщение (подпрограмма NoDataMathMessage).

Алгоритм подпрограммы FormBook реализует работу с базой данных по материалам многослойных конструкций: позволяет вводить новые записи, удалять те, в которых отпала необходимость, просматривать записи с названиями и физическими параметрами материалов.

Подпрограмма HelpWind выводит на экран краткую справку по программе.

Математическая модель расчета нестационарной теплопроводности в многослойной плоской стенке реализована в виде отдельных функций. Управляющая программа содержит функции программной реализации. База данных по материалам многослойных конструкций реализована в виде типизированного файла данных book.dat. Переменные в структуре каждой записи файла данных имеют следующее назначение: MatName – название

материала;  $D\lambda$  – коэффициент теплопроводности материала, Вт/м·К;  $Dc_v$  – объемная теплоемкость, Дж/м<sup>3</sup>·К;  $DM_{Unga}$  – модуль Юнга, Н/м<sup>2</sup>;  $DK_{Puass}$  – коэффициент Пуассона;  $DTermR$  – коэффициент термического линейного расширения, 1/К.

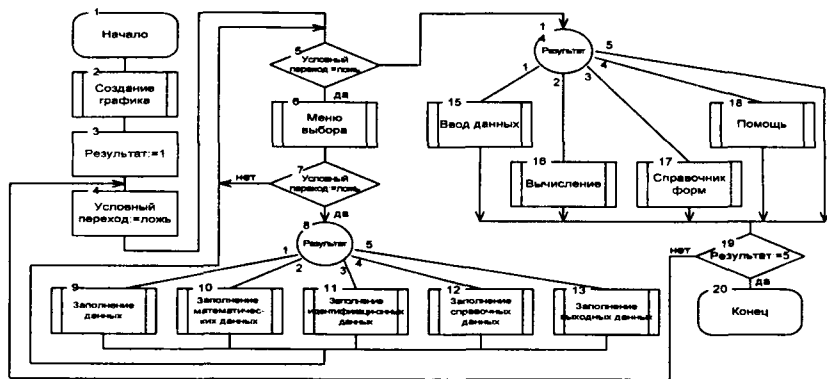


Рис. 3.1. Алгоритм программы для расчета температурных полей в многослойном резинOMETаллическом материале после охлаждения

Управление записями базы данных осуществляется процедурами FormBook и Book модуля lib. Процедура Book позволяет присваивать переменным программы значения полей записей файла данных для последующего использования в расчете.

На основе разработанного программного обеспечения исследовалось распределение температуры после охлаждения по толщине многослойной резинOMETаллической пластины. Величина температуры внешней среды на границах пластины бралась одинаковой и постоянной во времени. Распределение температуры в начальный момент времени также представляло собой постоянную величину. Подобные начальные и граничные условия имеют место при вулканизации резиновых покрытий на металлической подложке в псевдооживленном зернистом теплоносителе и при охлаждении струями воды. Поэтому разработанное программное обеспечение в данном случае можно рассматривать в качестве реализации на ЭВМ аналитической модели распределения температурных полей в резинOMETаллическом образце при охлаждении. Об адекватности модели реальному процессу можно судить по соответствию полученных при помощи ЭВМ результатов экспериментальным данным.

На рис. 3.2 представлен график распределения температуры по толщине резинOMETаллического образца. Сначала идет слой стали, потом слой эбонита. Пунктирными линиями показаны границы раздела слоев. Распределение температуры наблюдалось в разные моменты времени. Числам на кривых графика соответствуют следующие моменты времени:

1 – через 30 с, 2 – через 60 с, 3 – через 120 с, 4 – через 160 с, 5 – через 180 с, 6 – через 240 с, 7 – через 360 с, 8 – через 500 с, 9 – через 700 с, 10 – через 1530 с, 11 – через 1600 с,

12 – через 1650 с. На график нанесены точки, соответствующие значениям температуры, полученным опытным путем. Сплошная линия – результат аналитических решений.

Как видим, сходимость результатов достаточно велика. С уменьшением времени охлаждения расхождение расчетных и экспериментальных данных не превышает 1–2 %, постепенно уменьшаясь и стремясь к нулю.

На рис. 3.3 представлен график распределения температуры по толщине пластины после охлаждения при начальном распределении температуры 418 К. Температура внешней среды – 283 К.

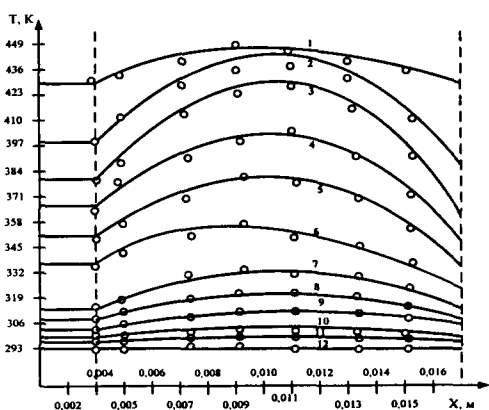


Рис. 3.2. Кривые распределения температуры по толщине резинометаллического образца ( $\delta_{ст} = 0,004$  м,  $\delta_{об} = 0,0165$  м, эбонит марки 1752), нагретого до температуры  $T = 428$  К в процессе охлаждения:

- 1 – через 30 с, 2 – через 60 с, 3 – через 120 с, 4 – через 160 с,  
 5 – через 180 с, 6 – через 240 с, 7 – через 360 с, 8 – через 500 с,  
 9 – через 700 с, 10 – через 1530 с, 11 – через 1600 с,  
 12 – через 1650 с.

По результатам наблюдений кривые охлаждения имеют следующие значения: 1 – через 30 с, 2 – через 90 с, 3 – через 140 с, 4 – через 190 с, 5 – через 240 с, 6 – через 360 с, 7 – через 700 с, 8 – через 900 с, 9 – через 1105 с, 10 – через 1260 с, 11 – через 1380 с, 12 – через 1500 с.



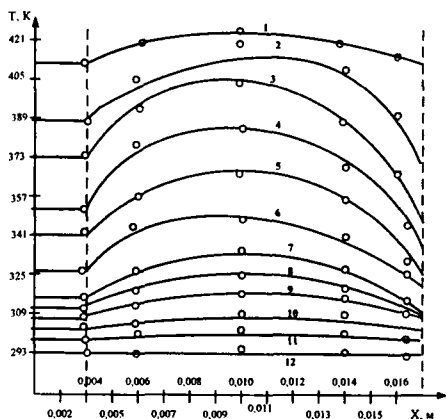


Рис. 3.3. Кривые распределения температуры по толщине резинометаллического образца ( $\delta_{cm} = 0,004$  м,  $\delta_{об} = 0,0165$  м, эбонит марки 1752), нагретого до температуры  $T = 418$  К в процессе охлаждения:

- 1 – через 30 с, 2 – через 90 с, 3 – через 140 с, 4 – через 190 с,  
 5 – через 240 с, 6 – через 360 с, 7 – через 700 с, 8 – через 900 с,  
 9 – через 1105 с, 10 – через 1260 с, 11 – через 1380 с,  
 12 – через 1500 с.

### 3.4. Оценка скорости и степени вулканизации гуммировочного покрытия на стадии охлаждения

В процессе охлаждения гуммировочных покрытий различные слои изделия охлаждаются с неодинаковой скоростью (наибольшей – у поверхности, минимальной – в центре). Вследствие этого из-за низкой теплопроводности резиновых смесей  $\alpha = (7,2-17,8) \cdot 10^{-8}$  м<sup>2</sup>/с существует опасность перевулканизации центральных слоев изделия, если достигнутая степень вулканизации центра покрытия превысит допустимую величину (с учетом плато вулканизации).

Допустимая степень вулканизации покрытия равна

$$I_{adm} = A \cdot \exp \left( - \frac{U}{RT_{\omega}} \right) \tau_{adm}, \quad (3.31)$$

где  $U$  – кажущаяся энергия активации процесса вулканизации, Дж/моль;  $T_{\omega}$  – температура вулканизации, К;  $R$  – универсальная газовая постоянная,  $R = 8,31$  Дж/К·моль;  $A$  – константа, с<sup>-1</sup>;  $\tau_{adm}$  – время до начала перевулканизации поверхностного слоя покрытия, определяемая по формуле

$$\tau_{adm} = (n + 1) \tau_{opt}, \quad (3.32)$$

где  $\tau_{opt}$  – оптимум вулканизации, с;  $n$  – отношение плато вулканизации к оптимуму.

Степень вулканизации центра покрытия определится следующим образом:

$$I = I^* + I^{**}, \quad (3.33)$$

где  $I^*$  – степень вулканизации центра и поверхности покрытия, достигнутая в вулканизационном аппарате (оптимум вулканизации);  $I^{**}$  – степень вулканизации центра изделия, достигаемая в процессе охлаждения от температуры вулканизации  $T_\omega$  до температуры окружающей среды  $T_c$ .

Таким образом, выбранная температура вулканизации покрытия  $T_\omega$  должна удовлетворять условию

$$I_{adm} \geq I \geq I^* \quad (3.34)$$

Величина  $I^*$  равна

$$I^* = A \cdot \exp\left(-\frac{U}{RT_\omega}\right) \tau_{adm} \quad (3.35)$$

Степень вулканизации центра покрытия при охлаждении определяется соотношением

$$I^{**} = A \int_0^{\tau} \varphi(\tau) d\tau = A \int_0^{\tau} \exp\left(-\frac{U}{RT(0,\tau)}\right) d\tau \quad (3.36)$$

где  $T(0,\tau)$  – переменная во времени температура центра покрытия, К.

Здесь за начальный момент  $\tau = 0$  принимаем момент извлечения изделия из вулканизационного аппарата и помещения его в охлаждающую среду. Очевидно, что температура  $T(0, \tau)$  центра покрытия, а следовательно, и степень его вулканизации  $I^{**}$  зависят от условий охлаждения.

На практике гуммировочные покрытия охлаждают водой и на воздухе. Интенсивность их охлаждения водой велика, и при теплотехнических расчетах с достаточной степенью точности можно считать, что в этом случае соблюдаются граничные условия 1-го рода. На воздухе покрытия охлаждаются с существенно меньшей скоростью, при этом соблюдаются граничные условия 3-го рода. Температура  $T(0,\tau)$  может быть рассчитана для покрытий практически любой конфигурации.

При охлаждении изделия на воздухе температуру  $T(0,\tau)$  можно определить с помощью номограмм<sup>8</sup>, в которых она  $T(0,\tau)$  представлена в виде функции критерия Био ( $Bi$ ) и числа Фурье ( $Fo$ ), где  $Bi = al/\lambda$ ;  $Fo = \alpha\tau/l^2$ .

Аналогично значения  $T(0,\tau)$  подставим в подынтегральную функцию уравнения (3.36), при этом получим значения  $\varphi(\tau)$ ; графическим их интегрированием находим величины  $I^{**}$ .

Далее по уравнению (3.33) рассчитываем степень вулканизации  $I$  центра гуммировочных покрытий после их охлаждения в воде и на воздухе.

Анализ полученных данных показывает, что скорость охлаждения покрытий в воде настолько велика, что лишь при толщине покрытия больше 0,03 м степень вулканизации центра изделия превышает допустимые значения. Следовательно, в случае охлаждения в воде изделий с толщиной

больше 0,03 м их следует вулканизовать при более низкой температуре. Для изделий толщиной меньше 0,03 м температура вулканизации может быть тем выше, чем меньше толщина покрытия. Иная картина наблюдается при охлаждении гуммировочных покрытий на воздухе. Вследствие низкой скорости охлаждения центр покрытия большой толщины перевулканизован, и, следовательно, необходимо снижение температуры вулканизации.

Необходимо отметить, что поверхность гуммировочного покрытия охлаждается на воздухе не мгновенно. Однако комплекс теплофизических и вулканизационных характеристик гуммировочных резиновых смесей, а также рассмотренные условия вулканизации таковы, что степень вулканизации поверхности изделия за счет этого фактора не возрастает.

Предлагаемый метод предусматривает следующий порядок определения максимальной температуры вулканизации  $T_{\omega}$  многослойных покрытий:

1. Выбор температуры вулканизации  $T_{\omega}$ , обеспечивающей максимальную производительность вулканизационного оборудования.

2. Определение оптимума вулканизации  $\tau_{opt}$  и допустимой продолжительности вулканизации  $\tau_{adm}$  покрытия по уравнению (3.32) для заданного значения  $T_{\omega}$ .

3. Расчет допустимой степени вулканизации центра покрытия  $I_{adm}$  по уравнению (3.31) и оптимальной величины  $I^*$  по уравнению (3.35).

4. Определение для принятых условий охлаждения (в воде или на воздухе при известном значении  $T_c$ ) относительной температуры центра покрытия  $\theta(0, \tau)$ , расчет температуры  $T(0, \tau)$  для выбранной величины  $T_{\omega}$ .

5. Расчет функции  $\varphi(\tau)$  в уравнении (3.36) и интегрирование ее по продолжительности охлаждения для нахождения максимальной степени вулканизации центра изделия  $I^{**}$  при охлаждении в воде или на воздухе.

6. Определение по уравнению (3.33) степени вулканизации центра гуммировочного покрытия  $I$ , достигнутой при вулканизации в аппарате и на стадии охлаждения.

Уточнение максимальной температуры вулканизации  $T_{\omega}$  с целью соблюдения условия (3.34).

## Выводы

Решена задача определения нестационарного температурного поля в многослойной плоской стенке с изменяющимся во времени внутренним источником теплоты.

Для реализации решения задачи разработано алгоритмическое и программное обеспечение расчетов температурных полей при охлаждении многослойных конструкций.

Исследовано распределение температуры после охлаждения по толщине многослойной резинометаллической пластины.

Проведена оценка скорости и степени вулканизации гуммировочного покрытия на стадии охлаждения.

<sup>1</sup>См.: Общая технология резины / Ф.Ф. Кошелев, А.Б. Корнев, А.М. Буканов. М., 1978. С. 39–40; Тепловые основы вулканизаций резиновых изделий / А.И. Лукомская, П.Ф. Баденков, Л.М. Кеperша. М., 1972. 359 с.

<sup>2</sup> См.: Аваев А.А., Осипов Ю.Р. Температурное поле резинометаллического изделия в процессе вулканизации его эластомерной обкладки // Инженерно-физический журнал. 1978. Т. 35. № 3. С. 550; Белик Н.П., Беляев Н.М. Расчет нестационарного температурного поля в многослойной пластине при граничных условиях третьего рода // Гидроаэромеханика. Вып. IV. Харьков, 1966. С. 44–48.

<sup>3</sup> См.: Беляев Н.М., Рядно А.А. Методы нестационарной теплопроводности. М., 1978. 328 с.; Лыков А.В. Теория теплопроводности. М., 1967. 600 с.

<sup>4</sup> См.: Корн Г., Корн Т. Справочник по математике для научных работников и инженеров. М., 1974. 832 с.

<sup>5</sup> См.: Там же.

<sup>6</sup> См.: Кадионова А.С., Хейфец Г.Н. Факторы, влияющие на теплообмен при струйном охлаждении водой // Металловедение и термическая обработка металлов. 1974. № 1. С. 10–13.

<sup>7</sup> См.: Численное решение задачи об ударе струи о преграду / Г.А. Атанов, Н.Г. Уланов, Т.Д. Уланова // Известия АН СССР: Механика жидкости и газа. 1975. № 5. С. 179–180.

<sup>8</sup> См.: Беляев Н.М., Рядно А.А. Методы нестационарной теплопроводности.

## **4. ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ОХЛАЖДЕНИЯ НА КАЧЕСТВЕННЫЕ ПОКАЗАТЕЛИ ГОТОВЫХ ГУММИРОВОЧНЫХ ИЗДЕЛИЙ**

### **4.1. Влияние охлаждения на распределение свободной серы по слоям покрытий**

Обкладки, изготовленные из резиновых смесей на основе различных каучуков, подвергались охлаждению после вулканизации в псевдооживленном инертном теплоносителе, в вулканизационном котле при температуре 413–428 К и методом простой конвекции. В процессе вулканизации происходит плавление серы ( $T = 392$  К), которая первоначально образует маленькие капельки, исчезающие по мере течения процесса. Это исчезновение серы обусловливается растворением и химическим взаимодействием ее с каучуком<sup>1</sup>. Растворимость серы в разных эластомерах различна и увеличивается с повышением температуры. Для процесса вулканизации характерно постепенное увеличение плотности смеси и выделение теплоты вулканизации, идущее вслед за коротким эндотермическим периодом, обусловленным плавлением серы и других компонентов смеси.

Сильное влияние на интенсивность вулканизации оказывает толщина эластомерного покрытия. Скорость реакции вулканизации и степень ее протекания зависят от температуры, а следовательно, от количества подведенной теплоты (чем толще обкладка, тем больше необходимо подвести теплоты, чтобы прогреть эластомер в эндотермический период процесса вулканизации). Несмотря на то, что в присутствии ускорителей реакция присоединения серы к каучуку требует меньшего количества энергии для разрыва устойчивого восьмичленного кольца молекулы серы, с увеличением толщины необходимое количество тепловой энергии увеличивается. Задача придания резине определенных свойств в процессе вулканизации решается просто для тонкостенных покрытий. Затруднения при выборе режима вулканизации возрастают при увеличении размеров изделий, особенно толщины обкладок, в связи с малой теплопроводностью резины. Вследствие этого по мере увеличения размеров обкладки увеличивается разность температур ее внутренних и внешних слоев при нагревании и охлаждении. Поэтому даже при постоянной температуре среды процесс вулканизации протекает при переменных температурах, различных для разных частей покрытия.

Динамика процесса охлаждения обкладок прослежена по содержанию свободной серы, интенсивности поглощения гамма-излучения и изменению физико-механических свойств, функционально связанных с пределом набухания, сопротивлением разрыву, расслаиванию и т.д.<sup>2</sup>.

В настоящее время широкое распространение при лабораторных исследованиях получили химические методы определения общей и свободной серы<sup>3</sup>. Практическое их применение ограничено из-за длительности химического анализа. Разработанные в последнее время экспрессные методы определения свободной и связанной серы в эластомерах также недостаточно результативны. Кроме того, распространен физический метод определения кинетики вулканизации по зависимости механических свойств резины от степени вулканизации.

В нашей работе для исследования содержания свободной серы в готовых покрытиях использовался радиоизотопный метод контроля степени вулканизации покрытий. Для быстрого и более точного контроля степени вулканизации обкладок был применен анализ качества обкладок по интенсивности поглощения гамма-излучения<sup>4</sup>.

С этой целью использовалась малогабаритная установка, состоящая из источника гамма-излучения, счетчика ВС-4, являющегося детектором излучения, пересчетного прибора ПС-20 и двух кабелей, соединяющих счетчик с пересчетным прибором. Исследуемое резинометаллическое изделие помещали между источником и детектором излучения.

При определении степени вулканизации эластомеров по интенсивности поглощения излучения в первую очередь был выбран источник гамма-излучения, наилучшим образом удовлетворяющий требованиям метода, который обеспечивал наилучшую чувствительность и точность определения степени вулканизации и плотности твердого материала.

В работе использован в качестве источника жесткого, почти монохроматического гамма-излучения с большим периодом полураспада радиоактивный изотоп кобальта<sup>60</sup>Co, который обеспечивает хорошую точность радиоизотопного метода определения степени вулканизации обкладок.

Так как кинетику вулканизации можно определить по любому физическому показателю, то метод физического анализа по интенсивности поглощения обкладками гамма-излучения основан на известных зависимостях эластомера от степени его вулканизации или от количества прореагировавшего агента вулканизации, содержащегося в эластомере.

Методика проведения опыта состояла в следующем: определяли количество импульсов  $N_0$ , зарегистрированных низковольтным газовым счетчиком; для исключения бета-излучения перед счетчиком помещали алюминиевый фильтр. Колебания числа импульсов гамма-излучения, поглощенных покрытием в единицу времени, учитывали при статистической обработке результатов измерений. Точность данного способа измерения определяли средним квадратичным отклонением  $\sigma$  по формуле

$$\sigma = \sqrt{\frac{\sum (N_0 - N)^2}{n - 1}},$$

где  $N_0$  – отдельный результат испытания;  $N$  – среднее арифметическое результатов испытаний;  $n$  – общее число испытаний.

Кроме того, испытания по оценке степени вулканизации обкладок проводились по Всероссийскому единому методу (ВЕМ)<sup>5</sup>.

На рис. 4.1 и 4.2 приведены кривые распределения свободной серы по слоям покрытий из эбонита марки 1814 (СКБ), 1752 (НК + СКБ). Распределение свободной серы по слоям четырехслойных обкладок на основе НК + СКБ и СКБ марок 1752 и 1814<sup>6</sup> после охлаждения при  $\delta_{ст} = 3$  мм, вулканизованных разными способами, неодинаково. Наименьшее количество непрореагировавшего вулканизующего агента наблюдается при охлаждении после термообработки в инертном зернистом теплоносителе. Для обкладки из эбонита марки 1814 (СКБ) 3,91% и 1,675% для обкладки из эбонита марки 1752 на основе НК + СКБ наибольшее содержание свободной серы приходится на внутренний слой (порядок отсчета слоев обкладки – от наружного слоя).

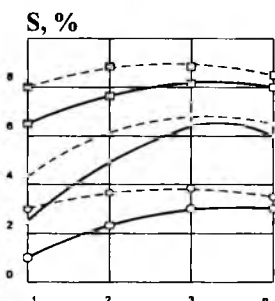


Рис. 4.1. Кривые распределения свободной серы по слоям покрытия из эбонита марки 1814 (СКБ):

- — — — термообработка без последующего охлаждения,
- - - - термообработка с последующим охлаждением,
- — термообработка в инертном зернистом теплоносителе,
- — термообработка в вулканизационном котле,
- △ — термообработка методом простой конвекции

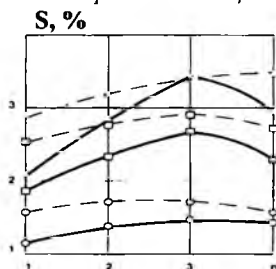


Рис. 4.2. Кривые распределения свободной серы по слоям покрытия из эбонита марки 1752 (НК + СКБ).

- — — — термообработка без последующего охлаждения,
- - - - термообработка с последующим охлаждением,
- — термообработка в инертном зернистом теплоносителе,
- — термообработка в вулканизационном котле,
- — — — термообработка методом простой конвекции

При этом содержание свободной серы в обкладках из эбонита марки 1814 больше, чем в обкладках из эбонита марки 1752. Это можно объяснить тем, что общее содержание серы в эбоните марки 1814 в 2 раза больше, чем в эбоните марки 1752, и составляет соответственно 65,7 и 30,0 частей (по массе).

Изменение содержания свободной серы по слоям в пятислойных обкладках – эбонит 1814 на основе СКБ + резина 2566 на основе НК + СКБ и эбонит 1814 = резина 1976 на основе СКБ при  $\delta_{ст} = 1$  мм – приведено на рис. 4.3, 4.4.

Очевидно, что скорость процесса вулканизации резиновых покрытий в псевдооживленном слое данной толщины стали и обкладки в 2–2,1 раза больше, чем при конвективной вулканизации, так как в псевдооживленном слое созданы благоприятные условия для передачи теплоты от слоя к погруженному в него резинометаллическому изделию. При охлаждении резиновых обкладок после термообработки в вулканизационном котле и в псевдооживленном инертном теплоносителе обеспечивается примерно одинаковое содержание свободной серы (одинаковая степень вулканизации).

Во всех рассмотренных случаях содержание свободной серы после охлаждения увеличивается, и ее распределение по слоям становится равномернее.

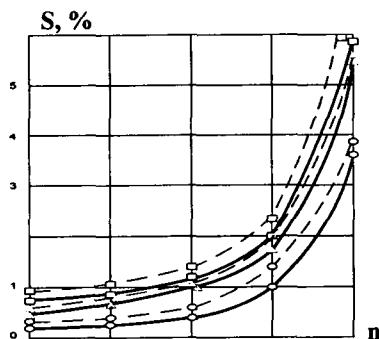


Рис. 4.3. Кривые распределения свободной серы по слоям покрытия марки 1814 (СКБ) + четыре слоя 2566 (НК + СКБ):

- — — — термообработка без последующего охлаждения,
- — — — термообработка с последующим охлаждением,
- — термообработка в инертном зернистом теплоносителе,
- — термообработка в вулканизационном котле,  
— термообработка методом простой конвекции.

Из анализа кривых видно, что количество свободной серы после охлаждения увеличивается, что свидетельствует об изменении физико-механических свойств готовых изделий.



## 4.2. Влияние охлаждения на химическую стойкость покрытия

Химическая стойкость, прочность крепления и другие качественные показатели обкладок зависят от охлаждения, так как в процессе вулканизации протекает ряд химических реакций, приводящих к образованию в каучуке поперечных связей (структурированию), в результате чего технические свойства последнего сильно меняются. Для сопоставления химической стойкости обкладок проведены эксперименты после термообработки покрытий в псевдооживленном инертном зернистом теплоносителе и методом простой конвекции с охлаждением и без него. В качестве основы использовали сталь марки Ст. 3, в качестве адгезивов для крепления обкладок – клеи 2572, 4508, ПТ-201 и др.<sup>7</sup>

Исследования проводились в соответствии с ГОСТ 9030-74. Для испытания резины на набухание пользовались образцами размером 20×20 мм, вырубленными из вулканизированных пластин толщиной  $2,0 \pm 0,3$  мм. Каждый образец перед испытанием был тщательно осмотрен.

Для испытания резины на набухание применяли весовой метод. При определении весового набухания образец резины взвешивали на весах до и после набухания.

Весовой процент набухания ( $\Delta H$ ) вычислялся по формуле:

$$\Delta H = \frac{M_1 - M_0}{M_0} \cdot 100,$$

где  $M_0$  – вес образца до набухания, г;  $M_1$  – вес образца после набухания, г.

При испытании резины на набухание взвешивание производили с точностью до 0,001 г. Образцы подвешивали на тонкой проволоке, стойкой против разрушения в испытываемой жидкости, помещали в подвешенном положении в сосуд таким образом, чтобы образцы не касались друг друга, стенок и дна сосуда, то есть чтобы все стороны образца были покрыты жидкостью. Жидкости, в которых производилось набухание, были проверены на соответствие требованиям стандартов. Число испытанных образцов от каждой характеризуемой пробы было не менее трех.

Поверхность металла очищали от загрязнения и обезжиривали бензином БР-1, обрабатывали стальной дробью для полного удаления ржавчины и окислы и создания шероховатой поверхности с целью увеличения адгезии эластомерных материалов к металлу.

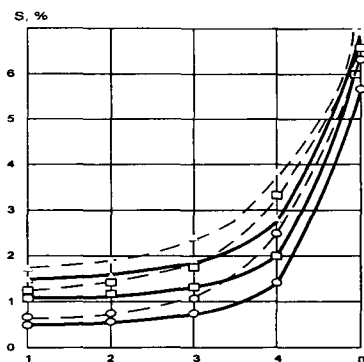


Рис. 4.4. Кривые распределения свободной серы по слоям покрытия марки 181-4 (СКБ) + шесть слоев 1976 (СКБ):

- — — термообработка без последующего охлаждения,
- - - термообработка с последующим охлаждением,
- — термообработка в инертном зернистом теплоносителе,
- — термообработка в вулканизационном котле,
- △ — термообработка методом простой конвекции

Подготовку для гуммирования эластомера и покрытие им металла проводили традиционным промышленным способом, описанным в работе М.М. Резниковского и А.И. Лукомской<sup>8</sup>.

Рассмотрена стойкость обкладок из эластомеров на основе каучуков НК, СКБ, СКС-30, хлорпренового (наирита), СКН-40, СКИ-3, СКФ<sup>9</sup> при нормальной температуре (293К) в 40-процентной азотной кислоте, 50-процентной уксусной, 60-процентной серной, 33-процентной соляной кислоте. Химическую стойкость эластомеров оценивали по степени набухания образцов (по массе после их нахождения в коррозионных средах), по изменению внешнего вида и физико-механических показателей после набухания. В необходимых случаях мягкую резину крепили к металлу через эбонитовый подслей. На рис. 4.5, 4.6 и 4.7 приведены кинетические кривые набухания эбонитовых и резиновых покрытий в уксусной, соляной и азотной кислотах после охлаждения и без него.

Исследования обкладок, проведенные только в средах, в которых они нормально работают, показали, что химическая стойкость покрытий из эластомеров на основе каучуков разных типов, полученных вулканизацией в псевдооживленном слое инертного теплоносителя, в вулканизационном котле и методом простой конвекции с последующим охлаждением лучше, чем без него.

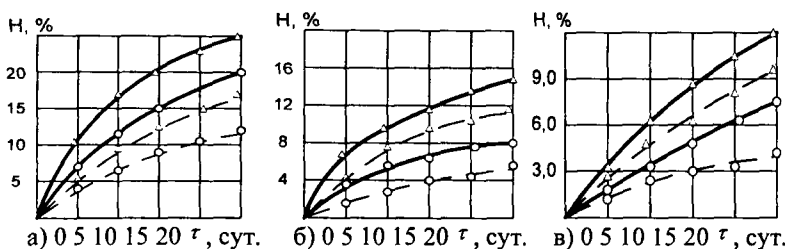


Рис. 4.5. Кинетические кривые набухания покрытий из эбонита марки 1752 (НК+СКБ)  $\delta_{cm} = 2$  мм,  $\delta_{об} = 6$  мм в разных кислотах: а) в азотной; б) соляной; в) уксусной:

- — — — термообработка без последующего охлаждения,
- - - - термообработка с последующим охлаждением,
- — термообработка в инертном зернистом теплоносителе,
- △ — термообработка методом простой конвекции

#### 4.3. Влияние охлаждения на химическую стойкость слоев покрытия

После расчета тепловых полей необходимо оценить их действие на качественные показатели покрытий, в частности на химическую стойкость. В связи с этим проведено исследование химической стойкости отдельных слоев многослойных эластомерных покрытий марок 10951 + 1390, 1751 + 2023, 1627 + 2023, 10932, 10951, 1390, 1751, 1627, 1976, 2566 на основе каучуков НК, НК и СКБ, СКБ, СКСМ 30-РП, СКИ-3, СКС-30. В качестве покрываемого металла использовали сталь марки Ст. 3. Подготовка поверхности металла и эластомерной обкладки и технология покрытия подслоя эластомерами такие же, как при экспериментах, описанных выше.

Коррозия металла в неэлектролите (органические растворители, жидкое топливо) и в электролите (кислотная, щелочная, солевая, речная, в расплавленных солях и щелочах) по условиям протекания процесса наиболее характерна как для химического оборудования, так и для сельскохозяйственной, строительной и мелиоративной техники. Коррозия металла в неэлектролитах (например, в органических жидкостях, не обладающих электропроводностью) представляет собой разновидность химической коррозии (например, коррозия стальных деталей двигателей, работающих на бензине). Для сельскохозяйственной техники, связанной с использованием химикатов, характерна коррозия в кислых (водные растворы хлорофоса, медного купороса и др.), щелочных (растворы трихлорацетата натрия, бордонской жидкости и др.) и нейтральных электролитах.

В связи с этим в качестве коррозионных сред при исследовании химической стойкости слоев покрытий были использованы растворы серной (50 и 60%), соляной (33%), азотной (40%), уксусной (50%) кислот, аммиака

(25%), едкого калия (20%), поваренной соли, трансформаторное и приборное масло, ацетон технический, бензин БР-1, растворитель Р-4, скипидар, сольвент каменноугольный.

Охлаждение обкладок проводилось по способу, описанному ранее.

Образцы препарировали следующим образом. Для разделения слоев покрытия изготавливали специальный алмазный режущий инструмент. Резинометаллический образец закрепляли в зажимном устройстве. При вертикальной подаче режущего инструмента отделение слоя резинового покрытия происходило по клеевому шву. Так как результаты испытания образцов резиновой обкладки сравнивают лишь при их одинаковых объемах и форме, то из отделенных от целой обкладки частей слоев покрытия использовали образцы размером 40×40 мм. Масса всех образцов превышала 1 г.

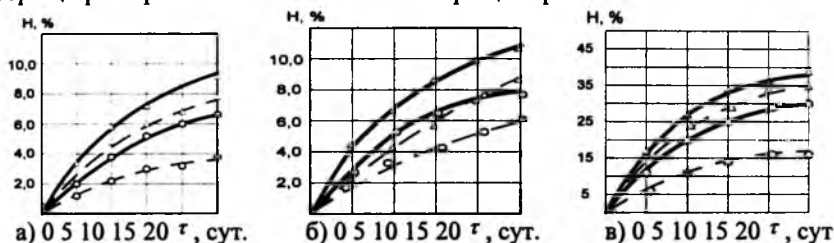


Рис. 4.6. Кинетические кривые набухания покрытий из резины марки 2566 (НК + СКБ)  $\delta_{ст} = 2$  мм,  $\delta_{об} = 6$  мм в разных кислотах: а) серной; б) азотной; в) уксусной.

- — — — — термообработка без последующего охлаждения;
- - - - - термообработка с последующим охлаждением;
- — термообработка в инертном зернистом теплоносителе;
- — — — — термообработка методом простой конвекции

Каждый образец перед испытанием тщательно осматривали при обнаружении язв, пор, наружных повреждений и других видимых дефектов его браковали. Испытание слоев резины на набухание в исследованных жидкостях заключалось в определении массы испытываемого образца резины до набухания и после него. Количество жидкости (масла, щелочи, кислоты, топлива и др.) брали из расчета более 30 мл на 1 г образца слоя резинового покрытия. Для испытания слоев резины на набухание использовали массовый метод определения, описанный ранее.

Образцы слоев резины взвешивали с точностью до 0,001 г. В каждой характеризуемой пробе было не менее пяти испытанных образцов<sup>10</sup>.

Быстрое сильное набухание резины при относительно небольших сроках испытания обусловлено значительной скоростью диффузии среды. Уменьшение прочности резины в этом случае объясняет ослабление сил межмолекулярного взаимодействия в результате проникновения жидкости в резину. Молекулярная масса отрезков цепи между соседними узлами пространственной сетки, характеризующими густоту сетки, не изменилась.

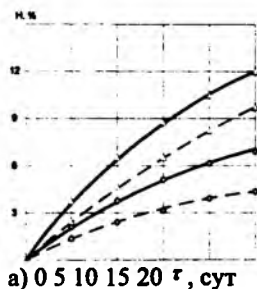


Рис. 4.7. Кинетические кривые набухания покрытий из резины марки 1976 (СКБ)  $\delta_{ст} = 2$  мм,  $\delta_{об} = 4,5$  мм в разных кислотах.

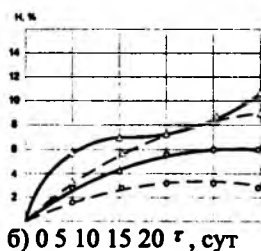


Рис. 4.7. Кинетические кривые набухания покрытий из резины марки 1976 (СКБ)  $\delta_{ст} = 2$  мм,  $\delta_{об} = 4,5$  мм в разных кислотах: а) серной; б) азотной.

- — — — термообработка без последующего охлаждения;
- — — — термообработка с последующим охлаждением;
- — термообработка в инертном зернистом теплоносителе;
- △ — термообработка методом простой конвекции

При более длительном воздействии диффузанта густота пространственной сетки слоев резины начинает уменьшаться, то есть химически нестойкие пространственные связи разрушаются.

Процесс разрушения пространственных связей соответствует процессу частичного растворения слоев резины в коррозионной среде, о прохождении которого свидетельствует уменьшение набухания, и является, по-видимому, основным фактором, обуславливающим дальнейшее уменьшение их прочности.

При испытании слоев резины и эбонита с относительно большим числом химически стойких пространственных связей их исходная прочность и химическая стойкость после действия кислоты сохраняется в большей степени. Это относится в первую очередь к эбонитовому подслою, а также к третьему и четвертому слоям резинового покрытия. Набухание эбонитового подслоя в 10–14 раз меньше набухания резиновых слоев при выдержке образцов в кислоте до 20 сут. и в 25–35 раз – при выдержке 30–70 сут. Это связано с большой химической стойкостью эбонита и характером

распределения температур по толщине покрытия в процессе вулканизации. Вероятно, более низкая химическая стойкость наружных слоев (первого и второго) связана также с деструкцией под действием высоких температур.

Проанализировав данные, можно заключить, что лучше противостоят коррозионным средам эбонитовые подслои и слои, прилегающие к ним; для некоторых марок покрытий, типов каучуков и сред – вторые слои; слабее противостоят внешние и средние слои покрытия.

Внешние слои в процессе термообработки проявляют тенденцию к реверсии и перевулканизации (свойства ухудшаются по сравнению с оптимальными). Ярко выраженная реверсия наблюдается для резиновых смесей на основе натурального каучука. Внутренние же слои, очевидно, недовулканизуются, то есть вулканизация их как кинетический процесс не достигает плато вулканизации (степень вулканизации увеличивается со временем, свойства слоя вулканизата изменяются монотонно, но не достигают оптимальных значений).

Для многослойных обкладок вулканизация представляет собой сложный тепловой процесс, протекающий при меняющихся по времени тепловых потоках и теплообмене между теплоносителем и изделием, зависящий от многих факторов, в частности от нестационарного распределенного поля температур в вулканизационном объекте, оказывающего влияние на все качественные показатели покрытий, в том числе и на химическую стойкость слоев и покрытия в целом.

#### 4.4. Адгезия обкладок к металлу

Прочность крепления покрытий к металлу изучали по изменению параметров сопротивления отрыву, сдвигу, расслоению и отслоению<sup>11</sup>.

Так как в промышленной практике чаще осуществляется крепление к металлу не однослойных, а многослойных покрытий, то целесообразно рассматривать отдельно основные процессы, протекающие на границе разделов металл – эластомер и эластомер – эластомер. Кроме того, взаимодействие резиновой смеси при креплении ее в процессе вулканизации осуществляется не непосредственно, а через слой клея, поэтому важно предварительно рассмотреть основные процессы, протекающие на границе разделов эластомер – клей и клей – металл.

Прочность крепления и образование связей между резиновыми смесями и клеем на границе их раздела во многом зависят от скоростей реакций, которые происходят в каучуке, клее и на поверхности их раздела<sup>12</sup>. Известно, что для достижения прочной связи скорость реакции на поверхности раздела резиновая смесь – клей с образованием трехмерной структуры выше, чем скорость вулканизации резиновой смеси и клея. Способность двух приведенных в соприкосновение поверхностей одного и того же эластомера

обеспечивать прочную связь, препятствующую их разделению по месту контакта, представляет аутогезию.

Эластомеры благодаря особому строению молекул представляют класс веществ, у которых возможно сочетание достаточной когезионной прочности с достаточной способностью к коалесценции (слиянию)<sup>13</sup>. Для коалесценции двух слоев эластомера одного контакта недостаточно, так как должно произойти протекающее во времени восстановление в зоне контакта структуры высокомолекулярного вещества, то есть переплетение цепей эластомера, характерное для любого участка в объеме. Восстановление эластомера в зоне контакта происходит за счет перемешивания (диффузии) молекул. Перемешивание молекул в целом особенно легко происходит, когда контакт слоев эластомера осуществляется при температуре, лежащей выше температуры течения эластомера. Перемешивание (диффузия) отдельных сегментов макромолекулы происходит при температурах, отвечающих высокоэластичному состоянию эластомера, когда возможно микроброуновское и невозможно макроброуновское движение. В результате диффузии макромолекул или их сегментов между приведенными в контакт слоями эластомера создается достаточно прочная связь, что и получает свое выражение в том или ином значении аутогезионной прочности.

Определение прочности связи между слоями резины с резиной, прорезиненных тканей между собой и резины с другими материалами проводится путем расслоения испытуемого образца на разрывной машине и в вычислении нагрузки в килограммах, отнесенной к средней ширине образца. Все испытания проводили в соответствии с ГОСТ 6768-75.

Образцы для испытания на сопротивление расслоению должны иметь форму прямоугольных полосок шириной 25 мм и длиной 100–150 мм.

Испытания проводили на разрывной машине, номинальное значение шкалы которой не превышало более чем в пять раз измеряемую величину нагрузки при расслоении. Скорость движения нижнего зажима при испытании была  $200 \pm 20$  мм/мин. Число испытуемых образцов для каждой пробы было не менее пяти.

Показатель сопротивления расслоению (прочности связи между слоями)  $\tau_{рас}$  в кгс/см вычисляли по формуле:

$$\tau_{рас} = \frac{F_{cp}}{b},$$

где  $F_{cp}$  – нагрузка, подсчитываемая как среднее арифметическое из 5 пар записанных максимальных и минимальных показателей по шкале, кгс;  $b$  – ширина испытуемого образца, см.

Зависимости прочности связи при расслаивании слоев покрытий из эластомеров на основе НК + СКБ марки 2566 (рис. 4.8) от времени охлаждения после вулканизации в инертном зернистом теплоносителе и методом простой конвекции доказывают правильность взгляда на образование связи между слоями одного и того же эластомера как на диффузионный процесс<sup>14</sup> тем, что прочность двух приведенных в контакт

слоев эластомера всегда увеличивается со временем, причем прочность связи растет сначала быстро, а затем все медленнее. Так, прочность крепления при расслаивании слоев обкладки в процессе вулканизации в инертном зернистом теплоносителе без последующего охлаждения составляет 13, 19, 21, 22 (кН/м), а после вулканизации методом простой конвекции без последующего охлаждения – 8,0; 10,0; 11,8 и 12,4 (кН/м) при температуре 428 К через 600, 1200, 1800 и 2440 с с момента начала термообработки. А эти же данные для вулканизации с последующим охлаждением соответственно составляют: вулканизация в инертном зернистом теплоносителе – 19; 23; 24 и 26 (кН/м), вулканизация методом простой конвекции – 12; 12,8; 13,3 и 14 (кН/м). Прочность связи между слоями при расслаивании покрытий марки 2566 (НК + СКБ) после охлаждения в среднем в 1,5 раза выше, чем без него.

Резиновые обкладки к металлу обычно крепят через полуэбонитовый или эбонитовый подслои с помощью тонкой прослойки адгезива, обеспечивающей постоянство расположения относительно друг друга слоев покрытия или эбонитового подслоя и металла и участвующей в распределении внешней нагрузки в материале.

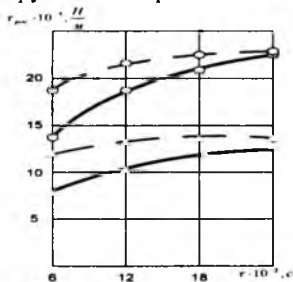


Рис. 4.8. Кривые изменения прочности при расслаивании покрытия из резины марки 2566 (НК+СКБ).

— — — — термообработка без последующего охлаждения;

— — — — термообработка с последующим охлаждением;

○ — термообработка в инертном зернистом теплоносителе;

△ — термообработка методом простой конвекции

Согласно теории диффузии адгезия эластомеров, как и аутогезия, сводится к диффузии длинноцепных молекул или отдельных участков и образованию вследствие этого прочной связи между адгезивом и эластомерным субстратом. Отличие адгезии слоя эбонита к слою резины от аутогезии состоит в том, что при адгезии происходит диффузия макромолекул двух разных типов, имеющих различную подвижность, а при аутогезии диффундируют одинаковые молекулы. Большей способностью к диффузии обладают молекулы адгезива, например клея марки 2572, 4508, 51-К-19, 51-К-24, 51-К-26, 51-К-27, ПТ-701 и др. Однако может происходить диффузия молекул субстрата в адгезив. Оба эти процесса приводят к исчезновению границы между фазами и образованию спайки, представляющей постепенный переход от одного полимера к другому.



Механизм адгезии при креплении слоев эластомера друг к другу и всей обкладки к металлу в процессе вулканизации имеет некоторые особенности. При вулканизации эластомеров происходит диффузионное перемещение макромолекул и их сегментов, особенно интенсивное в начальный период вулканизации, когда температура в зоне контакта не достигает еще значений, при которых начинается образование поперечных связей. Особенность заключается в том, что процесс взаимопроникновения макромолекулярных цепей обрывается накладываемым на него процессом вулканизации эластомеров, закрепляющим продиффундировавшие макромолекулы или их участки прочными химическими связями. Это приводит к образованию прочной склейки, значительно превосходящей по прочности связи при расслоении невулканизированные склейки, в которых продиффундировавшие макромолекулы закреплены более слабыми межмолекулярными связями.

Таким образом, явление вулканизации эластомеров представляет собой два совместно протекающих процесса: 1) процесс диффузионного перемещения макромолекул или сегментов, приводящий к исчезновению границы раздела между соприкасающимися поверхностями эластомеров с образованием промежуточного гомогенного слоя; 2) процесс вулканизации, закрепляющий поперечными химическими связями продиффундировавшие участки цепей. Для создания высокой прочности связи при вулканизации необходимо правильно выбрать способ и условия вулканизации, которые способствовали бы максимально благоприятному протеканию диффузионных процессов в зоне контакта слоев эластомеров.

Определение прочности связи резины металлом методом отрыва заключается в приложении усилия, необходимого для разрушения связи между склеенными поверхностями резины и металла, путем растяжения цилиндрического образца резины, основания которого приклеены к металлическим дискам. Усилие, вызывающее отрыв, должно действовать перпендикулярно поверхности отрыва.

Применение метода предусматривается в стандартах и технических условиях на продукцию, устанавливающих технические требования к ней.

Определение прочности связи резины с металлом при отрыве исследовали согласно ГОСТ 209-75.

Испытание на определение прочности связи резины с металлом производили на разрывной машине, номинальное значение шкалы которой не должно превышать более чем в пять раз измеряемую величину нагрузки при испытании. Скорость движения зажима машины должна быть 25–100 мм/мин. Размеры резиновой части образца, подвергаемого испытанию: высота  $2,0 \pm 0,5$  мм, и диаметр  $25^{+0,2}$  мм.

Металлические части образца представляли собой диски диаметром 25,0 мм и высотой ~ 4,0 мм, имеющие с одной стороны палец с отверстием для закрепления его шпилькой в приборе. Для определения прочности связи вулканизированной резины с металлом заготавливали резиновые диски

диаметром  $25^{+2}$  мм и высотой  $2 \pm 0,5$  мм. Поверхность резиновых дисков должна быть шероховатой.

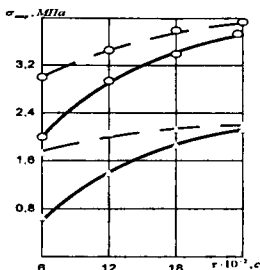


Рис. 4.9. Кривые нарастания прочности связи резины марки 2566 (НК + СКБ) с металлом при отрыве:

- — — — термообработка без последующего охлаждения;
- — — — термообработка с последующим охлаждением;
- — термообработка в инертном зернистом теплоносителе;
- △ — термообработка методом простой конвекции

На поверхности металлических и резиновых дисков наносили клей, склеивали их и помещали под груз давлением  $0,2 - 0,4$  кгс/см<sup>2</sup> и выдерживали не менее 24 ч.

Испытание проводили при температуре  $293 \pm 5$  К. Образец закрепляли в приспособлении, устанавливаемом на разрывной машине. Включали разрывную машину и производили отрыв металла от резины. По шкале разрывной машины отмечали максимальную нагрузку, соответствующую разрушению образца. Число испытываемых образцов было не менее пяти.

Прочность связи резины с металлом в кгс/см<sup>2</sup> ( $\sigma_{отр}$ ) вычисляли по формуле:

$$\sigma_{отр} = \frac{F}{A},$$

где  $F$  – нагрузка, при которой происходит отрыв, в кгс;  $A$  – площадь образца в см<sup>2</sup>.

Вычисление результатов испытаний производят в соответствии с ГОСТ 269-66.

Характер разрушения отмечался следующим образом:

- Р – разрушение произошло по массиву резины;
- М – при разрушении имело место полное оголение поверхности металла;
- К – отрыв произошел по клеевой пленке;
- С – разрушение носит смешанный характер (одновременно по пленке и по массиву резины).

Результаты проведенных работ показывают, что применение послевулканизационного охлаждения позволяет получать более высококачественную продукцию. На рис. 4.9 приведены кинетические кривые нарастания прочности связи резины марки 2566 (НК + СКБ) с

металлом при отрыве после вулканизации, а на рис. 4.10 – кривые нарастания прочности связи резины марки 1976 (СКБ).

Так как в результате вулканизации происходит структурирование эластомера обкладки, то очевидно, что продолжительность вулканизации влияет на характер пространственной сетки вулканизата, а степень поперечного сшивания – на механические и физико-механические свойства полимерного покрытия и прочность крепления.

Результаты проведенных работ показывают, что применение охлаждения обкладок позволяет избежать перевулканизации, что дает возможность выпускать более качественную продукцию.

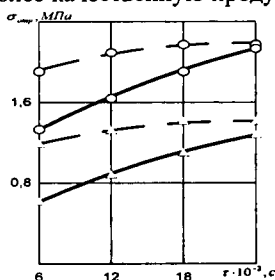


Рис. 4.10. Кривые нарастания прочности связи резины марки 1976 (СКБ) с металлом при отрыве:

- — — термообработка без последующего охлаждения;
- — — термообработка с последующим охлаждением;
- — термообработка в инертном зернистом теплоносителе;
- △ — термообработка методом простой конвекции

## Выводы

Проведено исследование покрытий из резины марки 1814 (СКБ), 1752 (НК + СКБ), 1814 (СКБ) + четыре слоя 2566 (НК + СКБ), 1814 (СКБ) + шесть слоев 1976 (СКБ), 1976 (СКБ) на распределение свободной серы по слоям покрытия, химическую стойкость покрытий в агрессивных средах и адгезионную прочность.

В результате выявлено, что количество свободной серы по слоям покрытия после охлаждения готового покрытия увеличивается в среднем на 60–70%.

Анализ кинетических кривых набухания покрытий в азотной, соляной уксусной кислотах позволяет сделать вывод о том, что химическая стойкость покрытий после охлаждения увеличивается.

Исследования прочности связи резины с металлом при расслаивании, отрыве дают аналогичные результаты: прочность крепления улучшается.

<sup>1</sup> См.: Гофман В. Вулканизация и вулканизующие агенты. М., 1971. 228 с.

<sup>2</sup> Новиченок Л.И., Шульман З.П. Теплофизические свойства полимеров. Минск, 1971. 117 с.; Решение нестационарной сопряженной задачи для послевулканизационного охлаждения гуммировочных покрытий / С.Ю. Осипов, Ю.Р. Осипов, Т.А. Рожина, С.Ю. Загребин // Современные проблемы строительства и реконструкции зданий и сооружений: Тезисы докладов международной научно-технической конференции. Вологда, 2003. С. 205–207; Оценка совместимости резин с жидкими агрессивными средами / С.Ю. Осипов, В.В. Павлов, Т.А. Рожина, Ю.Р. Осипов // Моделирование, оптимизация и интенсификация производственных процессов и систем: Материалы международной научно-технической конференции. Вологда, 2004. С. 70–74; Нестационарная теплопроводность в многослойном резинометаллическом изделии в период послевулканизационного охлаждения и довулканизации / Ю.Р. Осипов, Т.А. Рожина, С.Ю. Осипов, В.В. Павлов // Повышение эффективности теплообменных процессов и систем: Материалы IV международной научно-технической конференции. Вологда, 2004. С. 126–132; Исследование теплообмена при охлаждении гуммированных листовых объектов / Ю.Р. Осипов, Т.А. Рожина, С.Ю. Осипов // Информационные технологии в производственных, социальных и экономических процессах: Материалы IV международной научно-технической конференции. Череповец, 2004. С. 107–110; Осипов Ю.Р., Рожина Т.А. Физико-математический анализ тепловых режимов термообработки гуммировочных покрытий // Техника и технология. 2005. № 3 (9). С. 51–54; Решение краевой задачи нестационарной теплопроводности при предварительной обработке многослойных эластомерных материалов / Ю.Р. Осипов, Т.А. Рожина, С.Ю. Осипов // Конструкции из композиционных материалов. 2005. № 6. С. 35–40; Осипов Ю.Р., Загребин С.Ю. Автоматизация технологических процессов гуммировочных производств. М., 2004. 275 с.; Осипов Ю.Р. Термообработка и работоспособность покрытий гуммированных объектов. М., 1995. 232 с.; Он же. Структура и прочность горячего крепления эластомерных покрытий к металлу. Вологда, 1994. 110 с.; Он же. Оценка кинетики степени вулканизации гуммировочных покрытий. Вологда, 1989. 106 с.; Опыт работы по оценке степени вулканизации гуммировочных покрытий / Ю.Р. Осипов, Л.Г. Ключков, А.В. Разумов. М., 1991. 20 с.; Осипов Ю.Р. Режимы вулканизации и прогнозирование свойств гуммировочных покрытий. Вологда, 1992. 204 с.; Осипов Ю.Р., Мещеряков С.В. О применении обобщенной функции желательности в задачах оценки качества эластомерных покрытий // Надежность и контроль качества. 1983. № 3. С. 16–21; Осипов Ю.Р. О стойкости эластомерных обкладок гуммированных изделий после различных способов термообработки // Известия вузов. Химия и химическая технология. 1983. № 3. С. 360–363; Он же. Способ оценки долговечности обкладок резинометаллических объектов // Повышение долговечности и надежности машин и приборов. Куйбышев, 1981. С. 287–288.

<sup>3</sup> См.: Оценка кинетики неизотермической вулканизации: Тем. обзор / А.И. Лукомская, В.П. Сапрыкин, Е.П. Милкова, В.А. Ионов. М., 1985. 66 с.; Оценка степени вулканизации резин в изделиях: Тем. обзор / А.И. Лукомская, Е.Т. Минаев, Л.Б. Кеперша, Б.М. Милкова. М., 1972. 44 с.; Лыков А.В. Тепломассообмен: Справочник. М., 1971. 560 с.; Осипов Ю.Р. Способ оценки долговечности обкладок резинометаллических объектов.

<sup>4</sup> См.: Осипов Ю.Р. Оценка кинетики степени вулканизации гуммировочных покрытий; Опыт работы по оценке степени вулканизации гуммировочных покрытий / Ю.Р. Осипов, Л.Г. Ключков, А.В. Разумов.

<sup>5</sup> См.: Малышев А.И., Помогайбо А.С. Анализ резин. М., 1977. 232 с.; Осипов Ю.Р. Способ оценки долговечности обкладок резинометаллических объектов.

<sup>6</sup> См.: Бирюков И.В. Технология гуммирования химической аппаратуры. М., 1967. 200 с.; Гуммирование химической аппаратуры / Л.Г. Богатков, А.С. Булатов, Н.К. Глобин. М., 1977. 208 с.; Фокин Ю.Н., Емельянов Ю.В. Защитные покрытия в химической промышленности. М., 1981. 304 с.

<sup>7</sup> См.: Бирюков И.В. Технология гуммирования химической; Гуммирование химической аппаратуры / Л.Г. Богатков, А.С. Булатов, Н.К. Глобин; Корн Г., Корн Т. Справочник по математике для научных работников и инженеров. М., 1974. 832 с.; Фокин Ю.Н., Емельянов Ю.В. Защитные покрытия в химической промышленности.

<sup>8</sup> См.: Резниковский М.М., Лукомская А.И. Механические испытания каучука и резины. 2-е изд. М., 1968. 500 с.

<sup>9</sup> См.: Грожан Е.М. Резины и эбониты в антикоррозионной технике. М., 1976. 56 с.; Фокин Ю.Н., Емельянов Ю.В. Защитные покрытия в химической промышленности.

<sup>10</sup> См.: Малышев А.И., Помогайбо А.С. Анализ резин.

<sup>11</sup> См.: Гвоздев В.Д., Осипов Ю.Р. Крепление резин на основе каучука СКБ к стали Ст. 3 при вулканизации в псевдооживленном теплоносителе // Химическая технология и химическое машиностроение: Труды Калининского политехнического института. Вып. 29 (XIII). Калинин, 1974. С. 111–116; Качанов Л.М. Разрушение композитных материалов путем расслоения // Механика полимеров. 1976. № 5. С. 918–922.

<sup>12</sup> См.: Жеребков С.К. Крепление резины к металлам. М., 1966. 347 с.

<sup>13</sup> См.: Кардашов Д.А., Вакула В.Л. Современные представления об адгезии полимеров и механизме процесса склеивания // Журнал ВХО. 1969. № 1. С. 4–19.

<sup>14</sup> См.: Там же.

## **5. ИНЖЕНЕРНАЯ МЕТОДИКА РАСЧЕТА ПРОЦЕССА ОХЛАЖДЕНИЯ ПОКРЫТИЙ ГУММИРОВАННЫХ ОБЪЕКТОВ**

Совершенствование технологии гуммировочного производства направлено на повышение производительности труда обслуживающего персонала и оборудования, снижение энергетических и материальных затрат и обеспечение высокого качества гуммированных изделий. При этом оптимальным было бы такое технологическое решение, которое позволило одновременно достичь всех целей. Так как на практике это бывает редко, при определении основных направлений совершенствования производства важно с самого начала правильно оценить их приоритетность. В ряде случаев, когда речь идет о качестве изделия, приходится идти на увеличение производственных затрат, ухудшая тем самым технико-экономические показатели процесса.

С развитием промышленного и сельскохозяйственного производства потребность в гуммированных изделиях увеличивается, и объем их выпуска с каждым годом возрастает. В последнее время контролю качества гуммировочных покрытий уделяется серьезное внимание, но в основном на завершающей стадии процесса. Повышение качества резинометаллических конструкций, учитывая широкую область их применения, позволит достичь значительной экономии средств в межотраслевом масштабе. Качество гуммировочных покрытий определяется не только типом используемой резины, но и способом крепления, тепловым режимом вулканизации и послевулканизационного охлаждения.

Однако, если говорить о разработке перспективных технологий, то определяющей, на наш взгляд, должна стать конструкция гуммированного объекта и, в частности, его покрытия. Конструктор заявляет конкретные требования к применяемым материалам и конечному результату технологического процесса гуммирования, а задача материаловедов, технологов и гуммировщиков состоит в полном удовлетворении этих требований. Лишь в таком случае можно говорить о совершенстве технологии производства гуммированных объектов и возможности создания комплексных поточно-автоматизированных линий. Анализ тенденций развития НИР и НИОКР в области конструирования, материаловедения и технологии резины показывает, что перед технологией гуммировочного производства в период до 2010 г. стоят следующие задачи:

- техническое обеспечение непрерывного производства гуммированной техники;
- применение новых конструктивных решений, позволяющих использовать для изготовления гуммированных объектов методы пластического деформирования листовых заготовок;
- обеспечение стабильности качества гуммировочных покрытий на основе повышения точности выполнения операций, в частности удовлетворение требования по геометрической однородности на уровне 0,5–1%, а по массе – на уровне 3–5%;

– создание условий для достижения уровня производительности труда, в несколько раз превышающего современный (следует отметить, что сегодня освоение новых, менее трудоемких процессов и нового автоматизированного оборудования, оставаясь главной задачей технического прогресса, может дать эффект лишь при опережающем сокращении численности вспомогательного персонала);

– сокращение расхода энергоносителей, главным образом тепла, и уменьшение отходов и потерь при проведении процесса гуммирования.

Результаты исследования<sup>1</sup> позволяют на базе имеющихся теоретических и практических данных использовать для гуммирования автоматическую точную линию с постоянным неразрушающим контролем выпускаемой продукции (рис. 5.1)

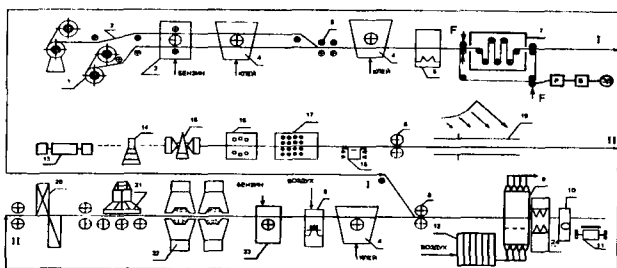


Рис. 5.1. Схема автоматизированной поточной линии технологического процесса гуммирования

Основными элементами автоматической линии для гуммирования различных резиноталлических изделий являются: разматывали рулонов, окалиноломатель, листопрямляющая машина, гильотинные ножницы, камеры обезжиривания, дробеструйная камера, клеевые камеры, вулканизационная камера, аппарат с активным гидродинамическим режимом (АГР), установка по абразивной очистке листа, установка по обдуву полосы от металлической пыли, индукционные нагревательные установки по обдушке полосы, устройство для охлаждения готового резиноталлического полотна. Исходными заготовками являются горячекатанная стальная полоса толщиной 1,8–5 мм, шириной 700–1250 мм в рулонах весом до 30 т и сырая резина в рулонах толщиной 1,5 мм, той же ширины, что и сталь, и весом до 5 т.

Разматыватели 1 служат для разматывания рулонов сырой резины перед подачей полосы на линию подготовки. Правильно-тянущие ролики 2 направляют полосы резины в камеры обезжиривания 3, в которых с сырой резины удаляется масло и грязь с помощью бензина БР-2. Затем резина поступает в камеру для нанесения клея 4. Клей наносится с помощью губчатых валиков. Специальные сдавливающие ролики 5 сдавливают предварительно смазанные клеем полосы сырой резины, после чего эта двойная полоса вновь

попадает в клеевую камеру 4, а из нее в специальную камеру 6 для подсушивания слоя струей воздуха. Из камеры 6 резина подается в аппарат с активным гидродинамическим режимом 7, где проходит предварительную термообработку. После нанесения клея для лучшего соединения резины с металлической полосой они прокатываются через специальные валки 8, разгоняющие воздух в виде пузырьков от середины к краям полосы.

Транспортер 13 подает металлическую полосу для ее обработки. Гидравлический отгибатель 15 предназначен для отгибания конца полосы в очередном рулоне. Сварку концов рулонов производит устройство 14.

Металлическая полоса сначала поступает в окалиноломатель 16, который предназначен для разрушения валками имеющейся на металлической полосе окалины. Далее полоса поступает для правки на многороликовую листопрямильную машину 17. Для обеспечения непрерывности технологического процесса линия оснащена петлевым устройством 18 с центрирующим роликом для создания запаса полосы, обеспечивающего непрерывную работу линии при остановке полосы для сварки.

Контроль толщины металлического листа осуществляется толщиномером 19. Для обрезки кромок стального листа применяют дисковые ножницы 20, для обеспечения заданной ширины гуммированной полосы они снабжены моталкой, которая сматывает обрезаемую часть полосы в рулон. Применение такой схемы обеспечит выполнение заказов потребителя по геометрическим размерам гуммированного листа. Затем металлическая полоса поступает в устройство для отсоса отходов после резки 21.

Установка по очистке полосы от окалины при помощи абразивных порошков 22 действует по принципу усилия давления абразивного порошка на пропускаемую полосу под воздействием электромагнитного поля установки. Усилие трения между полосой и абразивным порошком регулируется изменением магнитного потока за счет изменения силы тока.

Кроме того, в проектируемой линии предусмотрен дробеструйный способ очистки, при котором абразивный материал выбирается в зависимости от целей обработки. Для быстрого удаления окалины применяют материал с большой зернистостью, а для придания поверхности необходимой гладкости – мелкозернистый. Основная масса окалины снимается крупной литой дробью в виде шариков диаметром 0,4–1,0 мм. Для эффективной очистки твердость круглой дроби должна быть равна HRC 45–55, а мелкой HRC 55–65. Применение в линии по подготовке металлической полосы механического способа удаления окалины с дробеструйными установками позволяет регулирование скорости подготовки полосы производить в пределах до 55 м/мин., величина скорости движения полосы в линии будет определяться производительностью вулканизационной камеры.

После установки по очистке полосы от окалины при помощи абразивных порошков металлическая полоса попадает в камеру обезжиривания 23. Там со стальной полосы удаляется масло и грязь с помощью бензина БР-2, а также металлических или зубчатых щеток.

Далее полоса поступает в специальную камеру 6, где струей воздуха она подсушивается и сдуваются возможные остатки абразивно-порошковой очистки. В установке для нанесения клея 4 процесс нанесения клея на поверхность стального листа производится два раза для обеспечения качества гуммирования. С помощью валков 8 резиновые покрытия соединяются с металлической полосой и поступают в вулканизационную камеру 9.

После вулканизационной камеры 9 расположено устройство для охлаждения готового резинometаллического изделия 24. Далее узел контроля качества готового изделия 10. Гуммированная стальная полоса разрезается на листы заданных размеров, которые поступают на пакезирующее устройство 11 и складываются.

Предлагаемая схема процесса гуммирования на автоматизированной поточной линии, основанная на реализации непрерывных технологических процессов и использовании многофункционального оборудования с активным гидродинамическим и тепловым режимом, обеспечивает экологически безопасное производство гуммированных объектов для химической и других отраслей промышленности.

Как было установлено, при охлаждении гуммированных объектов струями воды имеют место две характерные зоны охлаждения: зона интенсивного охлаждения под струей (I) и зона охлаждения под растекающимся слоем воды (II) (рис. 5.2). Между ними расположена переходная зона (III). В зоне (I) плотность отводимого от объекта теплового потока  $q_{стр}$  лежит в пределах  $1 \cdot 10^5 - 10^7$  Вт/м<sup>3</sup>. Высокая интенсивность охлаждения обусловлена наличием продольных и поперечных градиентов скорости жидкости в стадии натекания струи на поверхность. Наиболее интенсивный теплообмен имеет место в зоне (I); определяется он разностью температур насыщения жидкости и начальной температурой жидкости ( $T_s - T_0$ ) и не зависит от температуры горячего резинometаллического объекта. При этом доля теплоты, идущей на парообразование, пренебрежимо мала по сравнению с тепловым потоком  $q_{стр}$ , идущим на прогрев воды. В процессе охлаждения жидкость выходит из зоны I прежде, чем успевает прогреться до температуры насыщения  $T_s = 373$  К.

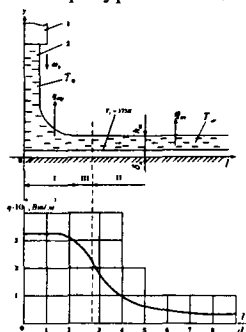


Рис. 5.2. Схема струйного водяного охлаждения гуммировочного покрытия:  
 1 – сопло; 2 – струя;  
 I – стадия натекания; II – стадия растекания;  
 III – промежуточная стадия



Причем температура прогрева воды тем меньше, чем больше расход воды, приходящийся на одну струю. Толщина паровой прослойки имеет порядок 0,08–0,2 мм. Обладая большим термическим сопротивлением, она препятствует проявлению эффективности охлаждения за пределами зоны I.

Зона II – растекающийся по резинометаллическому изделию слой воды, который играет существенную роль в процессе охлаждения. Тепловой удельный поток  $q_{сл}$  идет на нагрев воды в слое до температуры, близкой к  $T_{с.}$ .

Традиционно в существующих охлаждающих установках при любом способе охлаждения регулирование  $T_{охл}$  производят путем изменения давления воды в системе, а также расхода воды за счет изменения количества струй жидкости<sup>2</sup>. Однако, как показывают расчеты и практика эксплуатации, зависимость теплового потока  $Q_0$  от давления  $P$  воды в системе имеет вид  $Q_0 \approx P^{0,25}$ .

Утверждения о том, что большое давление способствует повышению интенсивности охлаждения, безосновательны и противоречат физической картине процесса<sup>3</sup>. Поэтому управление теплосъемом данным способом весьма неэффективно. Оно требует больших давлений и расходов воды, что приводит к увеличению разбрызгивания, ухудшению эксплуатации оборудования, снижению эффективности использования воды.

Обычно в ламинарных охлаждающих установках регулирование  $T_{охл}$  осуществляется за счет изменения числа рядов струй. Для достижения заданной температуры охлаждения  $T_{охл}$  и ее регулирования по длине резинометаллической полосы после вулканизации ЭВМ рассчитывает и управляет включением и выключением секций охлаждения и открытием соответствующих клапанов, осуществляя необходимый закон охлаждения.

Однако практика показывает, что этот метод имеет ограниченные возможности. В первый момент времени входа полосы в зону интенсивного охлаждения под струей плотность отводимого теплового потока от полосы наиболее высока. При этом в поверхностном слое наблюдается некоторое падение температуры, обусловленное высокими локальными теплосъемами. Попытки практически использовать большие скорости охлаждения для значительного повышения скорости изготовления листовых гуммированных объектов приведут к появлению больших термических напряжений в обкладке, появлению деформаций, трещин (особенно в эбонитовых покрытиях) и даже расслаиванию и отслаиванию покрытия от металла.

Управление скоростью охлаждения резинометаллической полосы на ламинарных охлаждающих установках проводится следующим образом. Как было сказано, требуемая температура охлаждения  $T_{охл}$  обеспечивается включением в работу определенного числа рядов струй, которые отбирают с полосы соответствующее количество теплоты. Поэтому уменьшать скорость охлаждения можно только путем разнесения рядов струй по всей длине охлаждающей установки, а увеличивать – путем максимального сближения работающих рядов струй, как показано на рис. 5.3.

Однако при этом неизбежно меняется температура  $T_{охл}$  полосы. Это происходит из-за того, что в случае "а" весьма существенную долю тепла

снимает слой воды, растекающийся между рядами струй. В случае "б" этого слоя нет, поэтому  $T_{\text{охл}}$  при увеличении скорости охлаждения повышается.

Практика эксплуатации показывает, что при увеличении расстояния между секциями и включении их в работу через одну эффективность охлаждения увеличивается на 15–20%.

Неопределенность, связанная с ролью, которую играет слой воды, вынуждает при эксплуатации удалять его с помощью различных методов. Для этого можно использовать возвратно - круговое движение струйных коллекторов, смывание и сдувание слоя струями воды и воздуха.

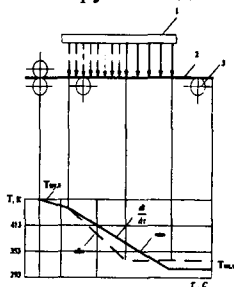


Рис. 5.3. Изменение скорости охлаждения резинометаллической полосы

- 1 – охлаждающая установка;
- 2 – резинометаллическая полоса;
- 3 – приводные ролики

Таким образом, стремление увеличить скорость охлаждения полосового гуммированного объекта вступает в противоречие с чрезмерно высокой интенсивностью охлаждения под отдельными струями, что не позволяет повысить производительность автоматизированных поточных линий и качество готовой продукции. Поэтому на практике необходимо вести вулканизацию гуммировочных покрытий с последующим охлаждением с минимально допустимой  $T_{\text{вул}}$ , с тем, чтобы снизить перепад температур ( $T_{\text{вул}} - T_{\text{охл}}$ ) и, соответственно, скорость охлаждения. Необходимо отметить также, что под скоростью охлаждения резинометаллической полосы понимается величина, рассчитываемая по формуле

$$\frac{dT}{d\tau} = \frac{(T_{\text{вул}} - T_{\text{охл}})}{\tau_{\text{охл}}} = \frac{(T_{\text{вул}} - T_{\text{охл}})w}{L_{\text{охл}}}, \quad (5.1)$$

где  $\tau_{\text{охл}}$  – время прохождения резинометаллической полосы под охлаждающей установкой,  $L_{\text{охл}}$  – длина охлаждающей установки и  $w$  – скорость движения резинометаллической полосы (скорость вулканизации).

Так как полоса подвержена интенсивному локальному охлаждению под отдельными струями, она испытывает тепловые удары. Суммарная площадь зон интенсивного теплообмена или эффективная поверхность охлаждения под струями составляет от 5 до 30% от общей площади охлаждения ( $B_{\text{рмп}} \cdot L_{\text{охл}}$ ) ( $B_{\text{рмп}}$  – ширина резинометаллической полосы), поэтому расчет по (5.1) дает заниженные значения. В действительности локальная скорость ох-

лаждения выше. Поэтому совершенствование технологии тепловых процессов при послевулканизационном охлаждении должно идти по пути снижения локальных скоростей охлаждения, обеспечивающему повышение общей скорости движения полосы на отводящем рольганге. Это возможно только за счет увеличения эффективной поверхности теплообмена.

Стабилизация температуры вулканизации  $T_{\text{вул}}$  является важной операцией при изготовлении гуммированных объектов. Постоянство температуры вулканизации необходимо как для повышения производительности поточной линии, так и для повышения качества эластомерного покрытия (см. разделы 4.1–4.4).

Получение заданной температуры вулканизации осуществляется регулированием скорости и степени вулканизации. Для равномерности охлаждения служит устройство, в котором ряды струй и, соответственно оси сопел смещены относительно технологической оси на различные расстояния (рис. 5.4).

Известны устройства, использующие плоскую струю для равномерного охлаждения, например, установки фирмы «Davy – Loewy»<sup>4</sup>. Охлаждающее устройство формирует плоскую водяную пленку с низкой

турбулентностью ограниченной толщины, причем длина пленки значительно превышает ее толщину. Это достигается тем, что вода идет по каналу с постепенно уменьшающимся поперечным сечением.

Для инженерного расчета охлаждения эластомерных покрытий гуммированных объектов, прежде всего, необходимо определить тепловой поток, снимаемый одиночной струей без использования сетки ( $Q_{\text{обс}}$ ):

$$Q_{\text{обс}} = 67,7 d_0 (T_s - T_{\text{ож}}) \lambda_{\text{ж}} \sqrt{Re Pr}, \quad (5.2)$$

где  $Pr = \frac{\mu \cdot c_{\text{ж}}}{\lambda}$  – число Прандтля для воды,

$Re = \frac{w \cdot d_0}{\nu}$  – число Рейнольдса струи,  $\lambda_{\text{ж}}$  – коэффициент теплопроводности воды, Вт/(м·К),  $d_0$  – диаметр струи, м,  $T_{\text{ож}}$  – температура воды,  $T_s$  – температура насыщения,  $\nu$  – кинематическая вязкость.

Приведем выражение (5.2) к более удобному виду, заменив числа  $Re$  и  $Pr$  их значениями

$$Q_{\text{обс}} = 67,7 (T_s - T_{\text{ож}}) \sqrt{d_0^3 \omega_0 c_{\text{ж}} \rho_{\text{ж}} \lambda_{\text{ж}}}, \quad (5.3)$$

где  $\omega_0$  – скорость истечения струи м/с.

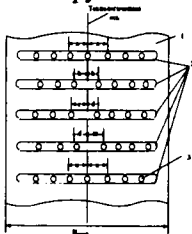


Рис. 5.4. Распределение струй охлаждающей установки с повышенной равномерностью охлаждения

1 – резинометаллическая полоса; 2 – коллекторы; 3 – форсунки  
 a – 75; b – 38; c – 55; d – 20; m – 130

Расход воды определяется

$$G_o = \omega_o \frac{\pi d_o^2}{4}, \quad (5.4)$$

откуда

$$\omega_o d_o^2 = \frac{4}{\pi} G_o \quad (5.5)$$

После подстановки (5.5) в (5.3) последнее уравнение примет вид

$$Q_{обс} = 76,4(T_s - T_{ож}) \sqrt{G_o d_o c_{ж} \rho_{ж} \lambda_{ж}} \quad (5.6)$$

Выражение (5.6) является более удобным для расчетов и содержит все необходимые данные для дальнейших вычислений. Методика расчета охлаждения эластомерного покрытия полосового гуммированного объекта предложенным способом, заключается в следующем.

1. Определяется теплосъем одиночной струи без сетки по(5.6).

2. Определяется теплосъем одиночной струи с использованием сетки по формуле

$$Q_{сс} = E \cdot Q_o, \quad (5.7)$$

где E – коэффициент, зависящий от типоразмера сетки  $a_c$  (геометрические характеристики сеток приведены в табл. 2.3, с. 68), расхода жидкости  $G_o$  и диаметра сопла  $d_o$ .

Для нахождения коэффициента E необходимо воспользоваться номограммой, представленной на рис. 5.5.

3. Рассчитывается теплосъем ряда струй.

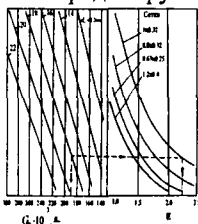


Рис. 5.5. Номограмма для определения коэффициента E при расчёте охлаждения гуммировочных покрытий

$$Q_{ряд} = Q_{сс} \cdot n \cdot \frac{B_{рмп}}{B_{охл}}, \quad (5.8)$$

где n – число струй в ряду,  $B_{рмп}$  – ширина резинометаллической полосы,  $B_{охл}$  – ширина охлаждающей установки, м.

4. Рассчитывается число рядов струй, необходимых для достижения заданной температуры охлаждения  $T_{охл}$

$$N = \frac{Q_{общ}}{Q_{ряд}} \quad (5.9)$$

где  $Q_{\text{общ}}$  – доля теплоты, снимаемой с резинометаллической полосы системой охлаждения, Вт,  $Q_{\text{общ}}$  может быть найдена по методике, описанной В.Н. Вopiловым.

5. Рассчитать расстояние между рядами струй для достижения заданной скорости охлаждения  $\frac{dT}{d\tau}$

$$l = \frac{L_{\text{охл}}}{N} = \frac{Q_{\text{ряд}}}{c_{\text{об}} \cdot \rho_{\text{об}} \cdot B_{\text{рмп}} \cdot \delta_{\text{экв}} \cdot \frac{dT}{d\tau}}, \quad (5.10)$$

где  $c_{\text{об}}$ ,  $\rho_{\text{об}}$  соответственно теплоемкость, Дж/(кг·К), плотность металла, кг/м<sup>3</sup>,  $\delta$  – эквивалентная толщина резинометаллической полосы, м,  $L_{\text{охл}}$  – длина участка охлаждения, м.

Данная методика может быть использована не только для расчета охлаждения полосового гуммировочного покрытия, но и при модернизации и проектировании автоматизированных поточных линий, а также при расчете охлаждающей установки и длины отводящего рольганга.

Системы охлаждения эластомерных гуммировочных объектов представляют собой сложные гидравлические сети с многократным разделением и соединением потока охлаждающей жидкости. На участках системы охлаждения, где имеются повороты, расширения, сужения каналов и т. п., возникают местные потери напора, обусловленные, как и потери по длине, работой сил трения. При движении потока жидкости по каналам системы охлаждения происходит нарастание потерь напора на местных сопротивлениях. Это может привести к отклонению распределения жидкости от равномерного. Поэтому основной целью гидравлического расчетного анализа являлось определение количественных значений расходных характеристик и потерь напора во всех ветвях систем охлаждения, а также оценка влияния на них изменения эксплуатационных и конструктивных параметров. Для этого рассчитаны значения гидравлических сопротивлений всех участков систем охлаждения по результатам анализа технической документации. При их определении все узлы гидравлических сопротивлений идентифицируются со стандартными элементами гидравлических сетей, для которых имеются справочные данные и расчетные формулы.

В общем случае потери на местных сопротивлениях при произвольной не квадратичной зависимости между напором и расходом определяется формулой:

$$h_i = \zeta_i \frac{\omega_i^\varepsilon}{2q},$$

где  $h_i$  – местные потери напора, м;  $\omega_i$  – средняя скорость жидкости до и после прохода через местное сопротивление, м/с;  $q$  – ускорение свободного падения, м/с;  $\zeta_i$  – эмпирический коэффициент местного гидравлического сопротивления, отнесенный к скорости  $\omega_i$ ;  $\varepsilon$  – показатель степени, характеризующий режим течения жидкости.

При ламинарном режиме течения  $\varepsilon = 1$ , при развитом турбулентном  $\varepsilon = 2$ .

По технической документации для проведения расчетного анализа разработаны эквивалентные схемы, учитывающие эти источники гидравлических потерь в указанных системах охлаждения. Путем последовательных преобразований схемы сведены к состоящим из независимых контуров. Потокораспределение описывается системами уравнений первого и второго законов Кирхгофа.

Уравнение баланса расходов в узлах (I закон Кирхгофа) запишется в следующем виде:

$$\sum G_{ik} = 0,$$

где  $I, k = 1 \dots R$  – номера узлов, образующих  $ik$ -ветвь, входящую в  $k$ -й узел.

Уравнение баланса потерь напора в независимых контурах (II закон Кирхгофа):

$$\sum (h_{ik})_j = 0,$$

где  $I, k = 1 \dots R$  – номера узлов  $ik$ -ветвей, входящих в  $j$ -контур;  $j = 1, 2, 3$  – номер независимого контура.

Значения эмпирического коэффициента местного гидравлического сопротивления  $\xi_i$  вычисляются по справочным данным для всех позиций принципиальной схемы. При этом рассмотрены два случая эквивалентной шероховатости  $\Delta_{\text{ст}}$ : а)  $\Delta_{\text{ст}} = 0,2 \times 10^{-3}$  м, б)  $\Delta_{\text{ст}} = 0,8 \times 10^{-3}$  м, где индекс «ст» относится к каналам в стальной арматуре соответственно.

Это позволяет при анализе работы системы охлаждения рассмотреть влияние увеличения эквивалентной шероховатости в процессе эксплуатации системы на ее гидравлические характеристики.

Решение полученных систем уравнений проводится методом Лобачева Кросса по схеме управления напором в контурах. Расчет с помощью этого метода продолжается до тех пор, пока невязка напором во всех контурах рассчитываемой системы не станут меньше некоторого заданного значения.

Быстрота сходимости итерационного процесса зависит от соотношения величины гидравлических сопротивлений отдельных ветвей гидравлической сети. В наших случаях при невязке напором в контурах 0,0001 процесс сходится за 30–40 итераций для всех рассмотренных случаев.

---

<sup>1</sup> См.: Осипов Ю.Р. Термообработка и работоспособность покрытий гуммированных объектов. М., 1995. 232 с.; Он же. Структура и прочность горячего крепления эластомерных покрытий к металлу. Вологда, 1994. 110 с.; Он же. Оценка кинетики степени вулканизации гуммировочных покрытий. Вологда, 1989. 106 с.; Опыт работы по оценке степени вулканизации гуммировочных покрытий / Ю.Р. Осипов, Л.Г. Ключков, А.В. Разумов. М., 1991. 20 с.; Осипов Ю.Р. Режимы вулканизации и прогнозирование свойств гуммировочных покрытий. Вологда, 1992. 204 с.

<sup>2</sup> См.: Расчет требуемого расхода воды при ламинарном охлаждении полосы на отводящем рольганге широкополосного стана / А.И. Герцев, В.И. Зюзин, Г.А. Шукин, Л.Л. Ломтев // Сталь. 1972. № 7. С. 658–660; Adrian M. Laminarea la cald a tablelor si a Bezilor. Bucuresti, 1963. 616 p.; Onset on stable film boiling and the foam limit / P. Spiegler, J. Hopenfeld, M. Silverberg // Heat and Mass Transfer. 1963. V. 6. P. 987–994.

<sup>3</sup> Кадионова А.С., Хейфец Г.Н. Факторы, влияющие на теплообмен при струйном охлаждении водой // Металловедение и термическая обработка металлов. 1974. № 1. С. 10–13.

<sup>4</sup> См.: Пат. 1595312 Великобритания / Завеса «Davy – Loevu» [Текст] / Дж. Добсон. Заявл. 27.02.77, НКИ 165/1

# СОДЕРЖАНИЕ

ВВЕДЕНИЕ .....	3
1. АНАЛИТИЧЕСКИЙ ОБЗОР СПОСОБОВ И УСТРОЙСТВ ОХЛАЖДЕНИЯ МЕТАЛЛА И ПОЛИМЕРНОГО МАТЕРИАЛА .....	4
1.1. Анализ известных технических решений по охлаждению полимерных материалов .....	4
1.2. Анализ известных технических решений по охлаждению металла .....	7
1.3. Оценка кинетики вулканизации гуммировочных покрытий в неизотермических условиях .....	12
2. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛООБМЕНА ПРИ ОХЛАЖДЕНИИ ГУММИРОВОЧНЫХ ПОКРЫТИЙ .....	17
2.1. Температурные поля в резинометаллических объектах в процессе вулканизации .....	17
2.2. Определение количества теплоты, выделенного внутренними источниками в процессе вулканизации .....	21
2.3. Определение характеристик конвективного теплообмена при изготовлении гуммированных объектов .....	24
2.4. Анализ физических процессов и критериальных зависимостей, описывающих конвективный теплообмен при охлаждении гуммировочных покрытий .....	31
2.4.1. Теплообмен при жидкостном охлаждении плоского вертикально расположенного гуммированного объекта .....	31
2.4.2. Теплообмен при жидкостном охлаждении плоского горизонтально расположенного гуммировочного объекта .....	40
3. ФИЗИКО-МАТЕМАТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ТЕРМООБРАБОТКИ И ОХЛАЖДЕНИЯ ГУММИРОВОЧНЫХ МНОГОСЛОЙНЫХ ИЗДЕЛИЙ .....	52
3.1. Математическое описание процессов конвективного теплообмена в слоистых средах без внутренних источников теплоты .....	52
3.2. Нестационарная теплопроводность в многослойном резинометаллическом изделии в период послевулканизационного охлаждения и довулканизации .....	54
3.3. Разработка алгоритмического и программного обеспечения расчетов многослойных конструкций .....	58
3.4. Оценка скорости и степени вулканизации гуммировочного покрытия на стадии охлаждения .....	64
4. ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ОХЛАЖДЕНИЯ НА КАЧЕСТВЕННЫЕ ПОКАЗАТЕЛИ ГОТОВЫХ ГУММИРОВОЧНЫХ ИЗДЕЛИЙ .....	64
4.1. Влияние охлаждения на распределение свободной серы по слоям покрытий ..	64
4.2. Влияние охлаждения на химическую стойкость покрытия .....	72
4.3. Влияние охлаждения на химическую стойкость слоев покрытия .....	74
4.4. Адгезия обкладок к металлу .....	77
5. ИНЖЕНЕРНАЯ МЕТОДИКА РАСЧЕТА ПРОЦЕССА ОХЛАЖДЕНИЯ ПОКРЫТИЙ ГУММИРОВАННЫХ ОБЪЕКТОВ .....	84

*Юрий Романович Осипов  
Сергей Юрьевич Осипов  
Вячеслав Витальевич Павлов  
Татьяна Николаевна Чурина*

**Теплообмен и массообмен при послевулканизационном  
жидкостном охлаждении гуммировочных покрытий**

Монография

*Редактор: И.Н. Маркова  
Верстка: Е.Н. Левичева  
Печать: А.Н. Дубский*

Подписано в печать 10.08.10  
Гарнитура Times New Roman  
Уч.-изд. л. 5,5

Формат 60 x 90 1/16  
Бумага ксероксная  
Тираж 300 экз. Заказ № 3005

---

Редакционно-издательский отдел  
Вологодского института права и экономики ФСИН России  
160002 г. Вологда, ул. Щетинина, 2