

щелочной баротермической деструкции. Получающийся при этом продукт обладает вязкими свойствами и может быть использован в строительстве при изготовлении различных смесей.

В том случае, когда обезжиренный шлам подвергается баротермической аммиачной деструкции, получается азотно-минеральное удобрение, обогащенное микроэлементами, которое может быть использовано как в сельском хозяйстве, так и на приусадебных участках и при выращивании комнатных растений.

При умеренной щелочной деструкции необезжиренного шлама (щелочной варке) получается масса с поверхностно-активными свойствами, которую можно использовать в косметической промышленности для изготовления пилингов и в качестве наполнителей в мыловаренной промышленности. Шлам после извлечения ароматизированного масла кофе с кофеолем после кислотной обработки может быть использован в качестве компонента комбикормов для жвачных животных.

После слабокислого частичного гидролиза с последующим дрожжеванием может быть получена кормовая добавка. Такая биотехнология позволит получить кормовую добавку в корм сельскохозяйственных животных, обогащенную полноценными белками, витаминами группы В и микроэлементами. Щадящая кислотная обработка с последующей нейтрализацией и отмывкой позволяет получить адсорбент, применяемый в медицине в качестве лекарственного средства при отравлениях.

Гранулирование обезжиренного шлама позволяет производить топливные пеллеты, используемые в печах и каминах для обогрева. Пиролиз обезжиренного шлама позволяет получать активированный медицинский уголь, применяемый в фармакологии.

Схема комплексной переработки шлама приведена на рис.3. Шлам (Ш) после экстракторов (Э) проходит механическое обезвоживание на центрифуге (Ц) и термическое – в

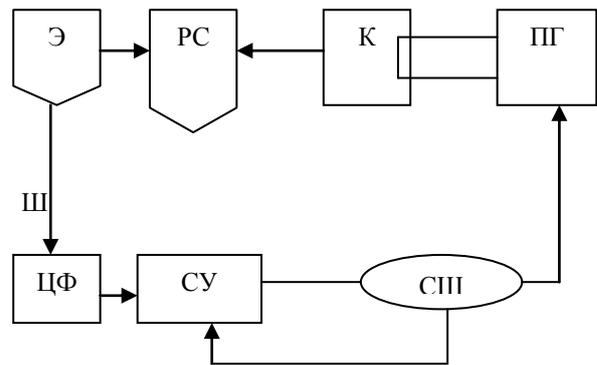


Рис. 3. Принципиальная схема комплексной переработки кофейного шлама

сушилке (СУ). Причем, высушенный шлам (СПП) частично используется при генерации сушильного агента для СУ и в парогенераторе (ПГ). Полученный водяной пар используется в калорифере (К) распылительной сушилки (РС). Таким образом, шлам полностью обеспечивает энергетические нужды предприятия.

Активированный сухой шлам с размерами частиц не более 0,2 мм может использоваться в кондитерской, хлебопекарной и пищевых концентратной промышленности.

Выводы. Функционирование технологии по производству растворимого кофе оказывает серьезную нагрузку на окружающую среду. Технологией характерны значительные выбросы в атмосферу и литосферу. Актуальной экологической проблемой является переработка кофейного шлама. Предварительные исследования показали, что комплексная переработка и утилизация отходов кофейного производства позволит существенно повысить эффективность пищевого концентратного производства, снизить расходы энергии, уменьшить нагрузку на окружающую среду и получить новую гамму продуктов и материалов.

Поступила 02.2011

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Бурдо О.Г. Энергетический мониторинг пищевых производств. – Одесса: Полиграф, 2008 – 244с.
 2. Гришин М.А., Атаназевич В.И., Семенов Ю.Г. Установки для сушки пищевых продуктов: справочник // Агропромиздат – М., 1989.
 3. Терзиев С.Г. Энергетический мониторинг пищевого концентратного производства. // Наук. праці Од. націон. акад. харчових технологій. – Одеса: 2010. – Вип.37. – С.330 – 333.
 4. Патент України № 2647051 6 F26B3/02 Спосіб утилізації тепла та пилу продукту при сушінні продукту / Бурдо О.Г., Терзиев С.Г., Перетьяка С.М. - Бюл.№6, 11.10.1999 г.
 5. Burdo O.G., Terziev S.G., Peretyaka S.N. Energy-saving Food Technologies on Heat Pipe Exchanger Basis / Proc. 9-th Int. Heat Pipes. Conf.- Albuquerque (New Mexico, USA).- 1995.- P.7-14.
 6. Burdo O.G., Terziev S.G., Zikov A.V. Optimization of Heat Pipes and Mass Recovery // 5-th Int. Seminar "Heat Pipe, Heat Pumps, Refrigerators", September, 8-11, 2003.- Minsk, Belarus.- P.161-166.
 7. Бурдо О.Г. Наномасштабные эффекты в пищевых технологиях // Инженерно-физический журнал. Минск, т.78, № 1.-2005. - С.88-93.
 8. Терзиев С.Г. Математическое моделирование процессов переработки структурированных отходов в пищевом концентратном производстве. // Наук. праці Од. націон. акад. харчових технологій. – Одеса: 2010. – Вип.37. – С.132 – 136.
- УДК 621.575.932:621.565.92

ИЩЕНКО И.Н., ассистент, ТИТЛОВ А.С., д-р техн. наук, профессор

Одесская национальная академия пищевых технологий

МОДЕЛИРОВАНИЕ РЕЖИМОВ РАБОТЫ ИСПАРИТЕЛЯ АБСОРБЦИОННОГО ХОЛОДИЛЬНОГО АГРЕГАТА (АХА)

Представлены результаты моделирования испарителя абсорбционного холодильного агрегата – начального адиабатного участка и режимов течения потоков. По расходным параметрам и геометрическим характеристикам потоков определены режимы течения жидкости и парогазовой смеси.

Ключевые слова: моделирование, абсорбционный холодильный агрегат, испаритель, параметры потоков.

The results of design of vaporizer of absorption refrigeration aggregate are presented – initial adiabatic area and modes of flow of streams. On expense parameters and geometrical descriptions of streams the modes of flow of liquid and gas mixture are certain.

Keywords: design, absorption-refrigeration aggregate, vaporizer, pa-

rameters of streams.

Практически все современные модели АХА содержат энергосберегающий трехплоточный испаритель [1]. Он служит для поглощения тепла Q_0 из холодильной камеры, охлаждения жидкого аммиака, поступающего из конденсатора (отводимое тепло $Q_{ж}$), а также охлаждения бедной парогазовой смеси (ПГС), поступающей из абсорбера (отводимое тепло $Q_{бп}$). Температура жидкого аммиака и бедной

ПГС в момент их контакта составляет $t_{7ж}$ и $t_{7г}$, соответственно (рис. 1а). Парциальное давление аммиака в бедной ПГС составляет $P_{6л}$, его массовая концентрация – $\xi_{6л}$. В идеальном процессе в результате подвода тепла жидкий аммиак полностью испаряется в ПГС, насыщая ее до значения массовой концентрации $\xi_{6г}$ при соответствующем возрастании парциального давления до $P_{6г}$ (рис. 1б). Полное давление в испарителе P_0 поддерживается постоянным, количество бедной ПГС, приходящееся на 1кг жидкого агента составляет α .

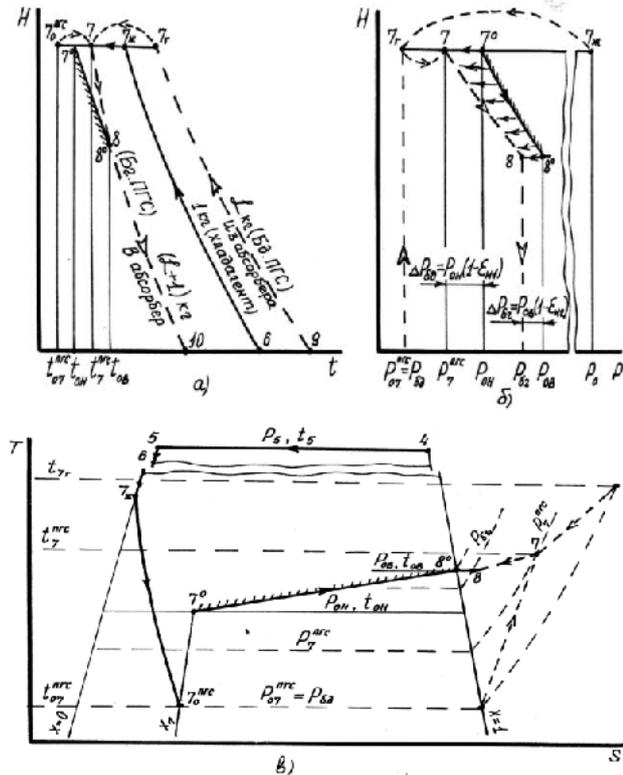


Рис. 1 Графическая интерпретация процессов в трехточечном испарителе АХА: а) эюра температур; б) эюра парциальных давлений аммиака; в) условное изображение процесса испарения аммиака в ПГС (в T-S диаграмме)
 - процесс в тонком слое ПГС на границе раздела фаз;
 - процесс в потоке ПГС

Конструкция трехточечного испарителя допускает наличие «предиспарительной» адиабатной части, которая представляет собой небольшой участок испарительной трубы (3...5 % ее общей длины) [2]. В «предиспарительной» части происходит контакт между жидким аммиаком и бедной ПГС и осуществляется начальный этап тепломассообмена между ними. Заданными считаются температуры $t_{ОН}$ и $t_{ОВ}$ начала и конца испарения жидкого аммиака на границе раздела фаз, соответственно. Эти температуры определяются температурным режимом в охлаждаемой камере. Кроме того, заданными являются относительные перепады парциальных давлений в начале и в конце испарителя $\varepsilon_{И1}$ и $\varepsilon_{И2}$, соответственно, представляющие собой движущие силы массообмена при испарении [3].

В результате расчета «предиспарительной» части испарителя должны быть определены температуры $t_{7г}$, $t_{7ж}$; концентрации $\xi_{6г}$, $\xi_{6л}$ и относительный расход ПГС α .

При моделировании приняты следующие допущения:
 а) течение потоков в трубах испарителя – одномерное;

б) в дефлегматоре АХА осуществляется полная очистка паров аммиака, т.е. из конденсатора в испаритель поступает чистый жидкий аммиак ($\xi_6=1$);

в) в «предиспарительной» части начальное взаимодействие жидкого аммиака и бедной ПГС осуществляется практически без подвода тепла от внешних источников, то есть при условии $\Delta Q_0 = \Delta Q_{ж} = \Delta Q_{6г} \approx 0$;

г) в момент контакта жидкого аммиака при давлении P_0 с бедной ПГС с парциальным давлением аммиака $P_{6л}$ образуется процесс, близкий к дросселированию жидкости от давления P_0 до давления $P_{6л}$, то есть $i_{7ж} \approx i_{7г}^{ПГС}$ (рис.1в);

д) наблюдается подобие между процессами тепло- и массообмена.

При заданных значениях температур $t_{ОН}$ и $t_{ОВ}$ парциальные давления аммиака в тонком слое ПГС, непосредственно примыкающем к поверхности испаряющейся жидкости, являются давлениями насыщения аммиака, соответствующими этим температурам:

$$P_{ОН} = f_1(t_{ОН}), \quad (1)$$

$$P_{ОВ} = f_1(t_{ОВ}). \quad (2)$$

Из определения относительных перепадов давлений $\varepsilon_{И1}$ и $\varepsilon_{И2}$, следует:

$$P_7^{ПГС} = (1 - \varepsilon_{И1}) \cdot P_0, \quad (3)$$

$$P_{6г} = (1 - \varepsilon_{И2}) \cdot P_0. \quad (4)$$

где $P_7^{ПГС}$ и $P_{6г}$ – парциальное давление аммиака в потоке ПГС в начале и в конце процесса испарения, соответственно. При этом соответствующие концентрации аммиака определяются с помощью известных соотношений:

$$\xi_7^{ПГС} = \left(1 + \frac{m_{и2}}{m_a} \cdot \left(\frac{P}{(1 - \varepsilon_{И1}) \cdot P_{ОН}} - 1\right)\right), \quad (5)$$

$$\xi_{6г} = \left(1 + \frac{m_{и2}}{m_a} \cdot \left(\frac{P}{(1 - \varepsilon_{И2}) \cdot P_{ОВ}} - 1\right)\right), \quad (6)$$

где $m_{и2}$ и m_a – молекулярные массы инертного газа – водорода и аммиака, соответственно.

На основе допущения об отсутствии внешнего теплообмена в «предиспарительной» части температуры вблизи поверхности раздела и в потоке ПГС должны быть связаны как:

$$t_7^{ПГС} = t_{ОН} + \frac{r_{ОН}}{c_p^{и2}} \cdot \frac{(1 - \varepsilon_{И1})^{-1} \cdot \frac{t_7^{ПГС} + 273,15}{t_{ОН} + 273,15} - 1}{\frac{m_{и2}}{m_a} \cdot \left(\frac{P_0}{(1 - \varepsilon_{И1}) \cdot P_{ОН}} - 1\right) + \frac{c_p^a}{c_p^{и2}}}, \quad (7)$$

где $c_p^{и2}$ и c_p^a – изобарные теплоемкости водорода и пара аммиака, соответственно;

$r_{ОН}$ – удельная теплота парообразования жидкого аммиака при температуре $t_{ОН}$, выраженная

$$r_{ОН} = f_2(t_{ОН}), \quad (8)$$

С учетом допущения о дросселировании жидкости, количество пара аммиака, выделившегося при этом, составит

$$x_7 = \frac{i_{7ж} - i_{6л}}{r_{6л}}, \quad (9)$$

где $i_{7ж}$ – удельная энтальпия жидкого аммиака на входе в «предиспаритель»;

$i_{6л}$ и $r_{6л}$ – удельная энтальпия жидкого аммиака и его удельная теплота парообразования при давлении равном парциальному давлению пара аммиака $P_{6л}$ в ПГС на входе в «предиспаритель».

Эти величины выражаются функциями:

$$i_{7Ж} = f_3(t_{7Ж}), \quad (10)$$

$$i_{\delta\delta}'' = f_4(P_{\delta\delta}), \quad (11)$$

$$r_{\delta\delta} = f_5(P_{\delta\delta}). \quad (12)$$

В результате выделения при дросселировании насыщенного пара аммиака с температурой t_{07}^{iAN} (рис.1в) парциальное давление паров аммиака повышается до $t_7^{ПГС}$. За счет смешения с бедной ПГС поступающей в «предиспаритель» при температуре $t_{7Г}$, этот пар перегревается, концентрация его в ПГС увеличивается до $\xi_7^{ПГС}$, а ее температура становится равной $t_7^{ПГС}$.

Температура бедной ПГС до дросселирования определяется из уравнения смешения:

$$\frac{\alpha}{\alpha+x_7} \cdot i_{7Г} + \frac{x_7}{\alpha+x_7} \cdot i_{\delta\delta}'' = \xi_7^{ПГС} \cdot (a + C_p^a \cdot t_7^{ПГС}) + (1 - \xi_7^{ПГС}) \cdot C_p^{ПГ} \cdot t_7^{ПГС}, \quad (13)$$

в котором

$$i_{7Г} = \xi_{\delta\delta} \cdot (a + C_p^a \cdot t_{7Г}) + (1 - \xi_{\delta\delta}) \cdot C_p^{ПГ} \cdot t_{7Г}, \quad (14)$$

где a – константа, связанная с точкой отсчета удельной энтальпии пара аммиака;

$i_{\delta\delta}''$ – удельная энтальпия насыщенного пара аммиака, равная

$$i_{\delta\delta}'' = f_4(P_{\delta\delta}); \quad (15)$$

$\xi_{\delta\delta}$ – концентрация паров аммиака в бедной ПГС, до контакта с жидким аммиаком по аналогии с (5) и (6) равная

$$\xi_{\delta\delta} = (1 + \frac{m_{и2}}{m_a} \cdot (\frac{P_0}{P_{\delta\delta}} - 1))^{-1}. \quad (16)$$

С другой стороны, $\xi_{\delta\delta}$ может быть определена как количество пара аммиака в ПГС до дросселирования и смешения, равное разности $(\alpha + x_7) \cdot \xi_7^{iAN} - \delta_7$ и отнесенное к количеству ПГС до смешения α

$$\xi_{\delta\delta} = \frac{(\alpha + x_7) \cdot \xi_7^{ПГС} - x_7}{\alpha} \quad (17)$$

Значение α найдем из баланса смеси аммиака в процессе его полного испарения в ПГС (процесс 7-8 на рис. 1).

$$\alpha \cdot \xi_{\delta\delta} + 1 = (\alpha + 1) \cdot \xi_{\delta\delta} \quad (18)$$

Постоянство общего давления в системе P_0 позволяет записать еще ряд уравнений, замыкающих систему. На основе закона Дальтона для ПГС после дросселирования следует: $P_0 = P_{ПГ} + P_{\delta\delta} + P_{П}$ (19)

На основе того же закона после смешения имеем

$$P_0 = P_{ПГ} + P_7^{ПГС}, \quad (20)$$

где $P_{П}$ – парциальное давление пара аммиака, выделившихся при дросселировании, $P_{ПГ}$ – парциальное давление водорода, постоянное в виду неизменности его количества.

Из (19) и (20) следует

$$P_{П} = P_7^{ПГС} - P_{\delta\delta} \quad (21)$$

С другой стороны, значение парциального давления $P_{П}$ определяется как

$$P_{П} = \varphi_{П} - P_0, \quad (22)$$

где $\varphi_{П}$ – объемная доля пара, выделившегося при дросселировании, равная

$$\varphi_{П} = (1 + \frac{m_{\delta\delta}}{m_a} (\frac{1}{\xi_{П}} - 1))^{-1}, \quad (23)$$

где $\xi_{П}$ – массовая доля пара аммиака, являющаяся отношением

$$\xi_{П} = \frac{x_7}{x_7 + \alpha}, \quad (24)$$

$m_{\delta\delta}$ – средняя молекулярная масса бедной ПГС, определяющаяся как

$$m_{\delta\delta} = (\frac{\xi_{\delta\delta}}{m_a} + \frac{1 - \xi_{\delta\delta}}{m_{и2}} \frac{m_{\delta\delta}}{m_a})^{-1} \quad (25)$$

Полученная система уравнений (1)-(18), (21)-(25) является замкнутой. Входящие в ее состав функции f_1, f_2, f_3, f_4, f_5 – выражающие свойства аммиака на линии насыщения, могут быть аппроксимированы на основе справочных данных [4].

В результате решения полученной системы могут быть определены необходимые температуры регенеративного охлаждения бедной ПГС $t_{7Г}$ и жидкого аммиака $t_{7Ж}$, концентрация ПГС в начале и в конце испарения $\xi_{\delta\delta}$ и $\xi_{\delta\delta}$, а также относительный расход бедной ПГС α , соответствующие заданным нижней и высшей температурам испарения $t_{ОН}$, $t_{ОВ}$ и заданным относительным перепадам парциальных давлений при испарении $\epsilon_{и1}$ и $\epsilon_{и2}$.

Температура жидкого аммиака t_6 (рис. 1а) определяется заданными температурами окружающего воздуха t_H и температурными напорами в конденсаторе Δt_{K1} и Δt_{K2} . Температура t_{10} богатой ПГС на входе в абсорбер определяется также температурой t_H и температурными напорами в абсорбере Δt_{2a} и $\Delta t_{7Ж}$. Температура бедной ПГС на выходе из абсорбера t_9 может быть определена из уравнения теплового баланса для всего трехпоточного испарителя

$$\alpha \cdot (i_9 - i_{7Г}) + (i_6 - i_{7Ж}) = (i_{\delta\delta} - i_{7Ж}) + (\alpha + 1) \cdot (i_{10} - i_8), \quad (26)$$

где удельные энтальпии ПГС и испарившегося аммиака, в зависимости от известных температур, составляют:

$$i_{10} = \xi_{\delta\delta} \cdot (a + C_p^a \cdot t_{10}) + (1 - \xi_{\delta\delta}) \cdot C_p^{ПГ} \cdot t_{10}, \quad (27)$$

$$i_8 = \xi_{\delta\delta} \cdot (a + C_p^a \cdot t_{ОВ}) + (1 - \xi_{\delta\delta}) \cdot C_p^{ПГ} \cdot t_{ОВ}, \quad (28)$$

$$i_6 = f_2(t_6), \quad (29)$$

$$i_{\delta\delta}'' = f_4(t_{ОВ}). \quad (30)$$

Неизвестная удельная энтальпия бедной ПГС на выходе из абсорбера выразится из (26) как

$$i_9 = i_{7Г} + \frac{(i_{ОВ} - i_{7Ж}) + (1 + \alpha) \cdot (i_{10} - i_8) - (i_6 - i_{7Ж})}{\alpha}. \quad (31)$$

Температура t_9 определится из выражения для удельной энтальпии i_9 , аналогичного (14), как

$$t_9 = \frac{i_9 - a \cdot \xi_{\delta\delta}}{C_p^a \cdot \xi_{\delta\delta} + (1 - \xi_{\delta\delta}) \cdot C_p^{ПГ}}. \quad (32)$$

При этом должно соблюдаться условие

$$t_9 > t_{10}. \quad (33)$$

обеспечивающее положительный температурный напор на входе в испаритель. В случае нарушения этого равенства следует задать новые температуры в абсорбере.

Полученные выше значения величин являются исходными данными для термодинамического расчета цикла АХА, а также для конструктивного расчета испарителя.

Очевидно, что физическая сущность и математическое описание процессов в испарителе существенно зависят от режима течения газожидкостного потока в межтрубном пространстве. Для его установления были использованы карты режимов, представленные в [5].

Учитывая сложность задачи и неоднозначность условий обобщения экспериментальных данных различными авторами при составлении режимных карт, была использована карта Шихта (рис.2а), а также наиболее обоснованная в настоящее время карта Мандхейна, Грегори и Азиза [5]

(рис.2б). С помощью этих карт определим режим течения в испарителе.

Обе используемые карты построены в координатах, для определения которых требуется конкретная информация о потоке и геометрических размерах испарителя: расходы жидкого аммиака и ПГС, температурный режим охлаждения, размеры и расположение труб.

На основе предварительных термодинамических расчетов циклов АХА и конструктивных разработок принято: $G_a = (3,2...5,3) \cdot 10^5$ кг/с, $\alpha = (3,5...5,0)$ кг ПГС/кг аммиака, $t_{OH} = \text{минус } 35... \text{минус } 25$ °С, $t_{OB} = \text{минус } 30... \text{минус } 20$ °С, $t_T = \text{минус } 5...5$ °С, внутренний диаметр наружной трубы $D_{вн} = 18...22$ мм, наружный диаметр внутренней центральной трубы $d_{нар} = 11...14$ мм, угол наклона труб $\phi_{накл} = 2$ °.

На карте Шихта по оси абсцисс отложена безразмерная величина

$$X = \lambda \cdot \psi \cdot \left(\frac{1}{x} - 1 \right), \quad (34)$$

где массовое газосодержание потока, которое при приведенных выше данных составляет

$$x = \frac{\alpha}{\alpha + 1} = 0,78...0,83, \quad (35)$$

комплекс λ равный

$$\lambda = \left(\frac{\rho_{бд}}{(\rho_{возд})^{1бар}} \cdot \frac{\rho_{ж}}{(\rho_{воды})_{20^\circ C}} \right), \quad (36)$$

комплекс ψ равный

$$\psi = \frac{(\sigma_{воды})_{20^\circ C}}{\sigma_{ж}} \cdot \frac{\mu_{ж}}{(\mu_{воды})_{20^\circ C}} \cdot \left(\frac{(\rho_{воды})_{20^\circ C}}{\rho_{ж}} \right)^2 = 2,4...2,6, \quad (37)$$

На этой же карте по оси ординат отложена величина

$$Y = j \sum \cdot \frac{X}{\lambda}, \quad (38)$$

где массовая скорость общего потока равна

$$j \sum = \frac{4 \cdot G_a \cdot (1 + \alpha)}{\pi \cdot (D_{вн}^2 - d_{нар}^2)} = 0,84...1,87. \quad (39)$$

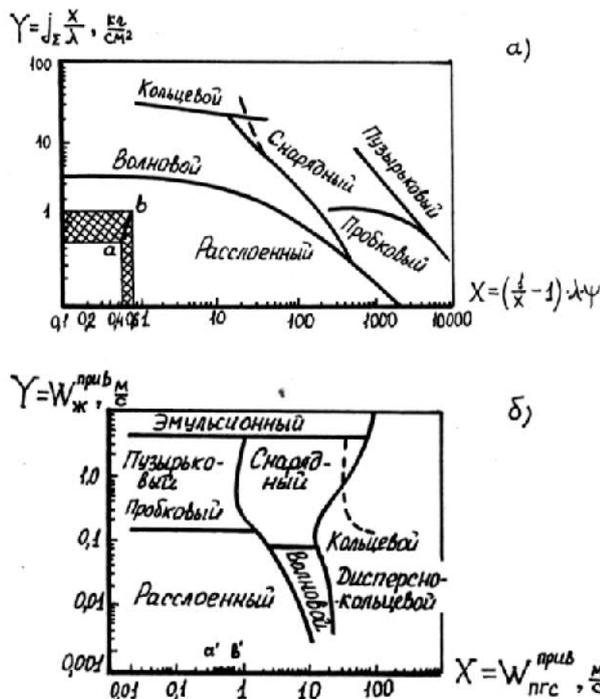


Рис. 2. Карты режимов газожидкостных потоков: а) по Шихту; б) по Мандхену, Грегори и Азиза

При этом $\bar{O} = 0,61...0,75$ и $Y = 0,59...1,36$, чему соответствует прямая *a-в* на рис.3а. Ее положение соответствует расслоенный режим течения жидкого аммиака и ПГС.

На карте Мандхейна, Грегори и Азиза координатами являются приведенные (по полному сечению потока) скорости фаз:

$$W_{ж}^{прив} = \frac{4 \cdot G_a \cdot \rho_{ж}}{\pi \cdot (D_{вн}^2 - d_{нар}^2)} = 0,0003...0,0005, \text{ м/с} \quad (40)$$

$$W_{ПГС}^{прив} = \frac{4 \cdot G_{ж} \cdot \alpha \cdot \rho_{бд}}{\pi \cdot (D_{вн}^2 - d_{нар}^2)} = 0,35...0,6, \text{ м/с} \quad (41)$$

Карта Мандхейна, Грегори и Азиза построена для воздуховодяных смесей, при этом авторами рекомендуется поправка для других смесей, отличных от воздуховодяных. Она для нашего случая составляет

$$F = \left(\frac{\rho_{бд}}{(\rho_{возд})^{1бар}} \right)^{0,333} \cdot \left(\frac{\rho_{ж}}{(\rho_{воды})_{30^\circ C}} \cdot \frac{(\sigma_{воды})_{30^\circ C}}{\sigma_{ж}} \right)^{0,25} \cdot \left(\frac{\mu_{бд}}{(\mu_{возд})_{30^\circ C}} \right)^{0,2} = 1,25...1,35, \quad (42)$$

где σ и μ – коэффициенты поверхностного натяжения и динамической вязкости при соответствующих параметрах.

С учетом (42) абсцисса и ордината на карте Мандхейна, Грегори и Азиза составляют $X=0,46...0,81$ м/с, $Y=0,0003...0,0005$ м/с, чему на рис.3б соответствует прямая *d'-d'*, лежащая практически на оси *X* и также соответствующая расслоенному режиму течения.

Таким образом, режим течения жидкого аммиака и ПГС можно, с достаточной степенью вероятности, считать расслоенным.

Оценки показали, что в течение обеих фаз в испарителе сугубо ламинарное, так как числа Рейнольдса $Re_a \approx 60$, $Re_{ПГС} \approx 400$ существенно меньше $Re_{кр} \approx 2500$.

Все это позволило оценить отношение истинных скоростей фаз (коэффициент скольжения) в зависимости от отношений приведенных скоростей этих фаз и из коэффициентов динамической вязкости путем экстраполяции графиков рис. 3.

Эти графики получены в результате решения дифференциальных уравнений движения применимо к расслоенному течению потока при ламинарном движении обеих фаз.

Оценки по графикам рис. 3 показали, что отношение $\gamma = \frac{W_a}{W_{ПГС}}$ составляет 0,023...0,04 (на рис. 3 показан вариант при $t_{OH} = \text{минус } 28$ °С, $G_a = 5,3 \cdot 10^5$ кг, $\alpha = 4,16$, $t_T = \text{минус } 2$ °С).

Результаты таких теоретических решений не очень хорошо согласуются с экспериментальными данными, что по мнению авторов связано с тем, что многие экспериментальные данные получены на потоках жидкость-жидкость, для которых поверхность раздела фаз не является плоской. Поэтому приведенные выше данные следует считать сугубо ориентировочными, характеризующими лишь порядок величин.

В работе [6] для расчета истинной скорости жидкой фазы применена формула, имеющая вид

$$W_a = 1,48 \cdot mV \cdot mD \cdot \sqrt[3]{\frac{G_a \cdot g \cdot \sin \phi_{накл}}{D_{вн}^2 \cdot \rho_a \cdot \mu_a}}, \quad (43)$$

где эмпирические поправочные коэффициенты на объемный расход агента и трубы составляют соответственно:

$$mV = -0,073 + 0,166 \cdot \frac{G_a}{\rho_a}, \quad (44)$$

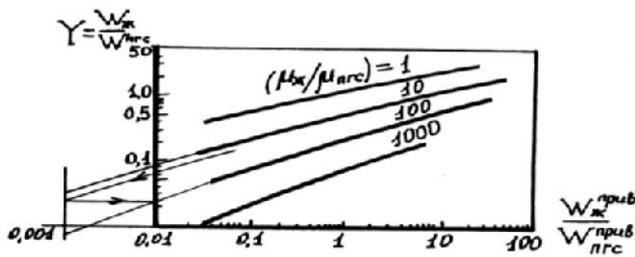


Рис. 3 Зависимость отношения истинных скоростей фаз от отношений их приведенных скоростей и коэффициентов их динамической вязкости

$$m_D = 2046 \cdot D_{\text{вн}}^{2,96} + 0,977 \quad (45)$$

В формулах (44) и (45) G_a выражается в кг/с, ρ_a кг/м³ и $D_{\text{вн}}$ в м.

Ввиду того, что расход жидкого аммиака почти на порядок ниже расхода ПГС, а плотность аммиака на два порядка выше плотности ПГС, доля переходного сечения, занимаемая аммиаком, крайне мала. Поэтому с достаточной точностью справедливо решение:

$$W_{\text{бд}} \approx \frac{4 \cdot G_a \cdot \alpha}{\rho_{\text{бд}} \cdot (D_{\text{вн}}^2 - d_{\text{нар}}^2)} = W_{\text{бд}}^{\text{прив}} \quad (46)$$

и коэффициент скольжения определяется по формулам (43)-(46) и в нашем случае составляет $\gamma = \frac{W_a}{W_{\text{бд}}} = 0,08 \dots 0,09$.

Эти данные по порядку величин соответствуют коэффициентам скольжения, полученным экстраполяцией графиков рис.3 ($\gamma=0,023 \dots 0,4$).

Получим некоторые полезные геометрические соотношения при допущении, что поверхность раздела фаз – плоская. Из графической интерпретации следует, что глубина ручейка жидкого аммиака составляет

$$h = \frac{G_{\text{вн}}}{2} \cdot (1 - \cos \frac{\varphi}{2}) \quad (47)$$

где φ – центральный угол, охватывающий ширину межфазной поверхности (хорду АВ). Этот угол на основе уравнений сплошности и известных геометрических соотношений, определяется как

$$\varphi^0 = \frac{180}{\pi} \cdot \left(\frac{8 \cdot G_a}{\rho_a \cdot W_a \cdot D_{\text{вн}}^2} + \sin \varphi^0 \right) \quad (48)$$

Для нашего случая угол $\varphi = 30 \dots 40^\circ$, глубина ручейка составляет $h = 0,4 \dots 0,5$ мм, а для полного сечения занимаемая текущим жидким аммиаком не превышает 0,01, что подтверждает справедливость соотношения (46). При этом эквивалентный диаметр сечения для прохода ПГС с достаточной точностью может быть определен для кольца с диаметрами $D_{\text{вн}}$ и $d_{\text{нар}}$, и равен

$$d_{\text{ПГС}}^a = D_{\text{вн}} - d_{\text{нар}} \quad (49)$$

Для эквивалентного диаметра сечения для прохода жидкого аммиака после несложных преобразований получим

$$d_{\text{ж}}^a = D_{\text{вн}} \cdot \frac{\pi \cdot \frac{\varphi^0}{360} - \sin(\frac{\varphi^0}{2}) \cdot \cos(\frac{\varphi^0}{2})}{\pi \cdot \frac{\varphi^0}{360} + \sin(\frac{\varphi^0}{2})} \quad (50)$$

Для нашего случая $d_{\text{ж}}^a$ составляет 0,5...0,6 мм.

Выводы:

1. Значения термодинамических параметров, полученных из предположения о существовании адиабатного участка испарителя, являются исходными данными для термодинамического расчета цикла АХА, а также для конструктивного расчета испарителя. Учет наличия такого «предиспарителя» позволяет уточнить параметры рабочего тела в начале процесса испарения.

2. Физическая сущность и математическое описание процессов в испарителе существенно зависят от режима течения газожидкостного потока в межтрубном пространстве. Для его установления были использованы карты режимов Шихта и Мандхейна, Грегори и Азиза. Показано, что режим течения жидкого аммиака и ПГС в межтрубном пространстве испарителя можно считать расслоенным.

3. Получены характеристики гравитационного течения жидкого аммиака по слабонаклоненной трубе испарителя: центральный угол, охватывающий ширину межфазной поверхности, глубину ручейка, линейную скорость течения, эквивалентный диаметр сечения для прохода жидкого аммиака и ПГС.

Поступила 02.2011

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Бабакин Б.С. Бытовые холодильники и морозильники / Б.С. Бабакин, В.А. Выгодин // 2-е изд., испр. и доп. – М.: Колос, 2000. – 656 с.
2. Титлов А.С. Моделирование и анализ режимов работы прямооточного испарителя абсорбционного холодильного агрегата / А.С. Титлов // Сб. науч. тр. IV-го семинара "Информационные системы и технологии" (Одесса 19-20 окт. 2006 г.) – Одесса : ОГАХ, 2006. – С. 214-221 (Приложение к журналу "Холодильная техника и технология").
3. Ботук Ю.С. Экспериментальное определение экономичности низкотемпературной камеры с абсорбционно-диффузионными холодильными машинами на различных температурных уровнях замораживания / Ю.С. Ботук, А.С. Титлов, О.Б. Васильев // Тепловые режимы и охлаждение радиоэлектронной аппаратуры: Науч.-техн. сб. -1998. – Вып.1. – С.68-70.
4. Богданов С.Н. Холодильная техника. Свойства веществ. Справочник. / С.Н. Богданов, О.П. Иванов, А.В. Куприянова. Изд. 3-е, перераб. и доп., М.: Агропромиздат, 1985. – 208 с.
5. Кутепов А.М. Гидродинамика и теплообмен при парообразовании / А.М. Кутепов, Л.С. Стерман, Н.Г. Стошин. – М.: Высш. шк., 1986. – 448 с.
6. Ботук Ю.С., Титлов А.С., Васильев О.Б. Математическая модель гидродинамики безнапорного ручейкового течения жидкости в элементах АДХМ / Одес. гос. акад. пищ. технологий. – Одесса. 1996. -9 с.: – Деп в ГНТБ Украины 27.03.1996, № 784.

УДК 641.8:004.21

ПОТАПОВ В.О. д-р техн. наук, профессор, ПЕТРЕНКО О.В. старший викладач,
СЕМЕНЮК Д.П. канд. техн. наук, доцент

Харківський державний університет харчування та торгівлі

ОЦІНКА ВПЛИВУ ІНЕРЦІЙНОСТІ ЖАРИЛЬНИХ АПАРАТІВ З НЕПРЯМИМ ОБІГРІВОМ НА ТЕХНОЛОГІЧНІ ПОКАЗНИКИ КУЛІНАРНИХ ВИРОБІВ

Обговорюються критерії оцінювання інерційності жарильних апаратів з проміжним теплоносієм та розглянуто вплив інерційності на технологічні показники кулінарних виробів.

Ключові слова: процес жарення, жарильні апарати, теплова

інерційність, геометричні розміри, мастильна оболонка, технологічні показники.

We discuss the evaluation criteria inertia frying devise with intermediate heat-carrier and the influence of inertia on the technological