

14. Первов А.А. Аэродинамические исследования циклонов НИИОГАЗа с устройствами для снижения аэродинамического сопротивления. – В сб.: Механическая очистка промышленных газов / НИИОГАЗ. – М.: Машиностроение, 1974. – С. 160–171.
15. Страус В. Промышленная очистка газов. – М.: Химия, 1981.
16. Ужов В.Н. Борьба с пылью в промышленности. – М.: Госхимиздат, 1962.
17. Макаров В. А. О возможности внутренней рециркуляции в противоточных циклонных пылеуловителях. – В сб.: Обеспыливание воздуха и микроклимат. – Ростов-на-Дону: РИСИ, 1980. – С. 88–94.
18. Богуславский Е. И. Пылеконцентрация и разделение потока в выхлопной трубе регулируемого циклонного аппарата. – В сб.: Обеспыливание воздуха и микроклимат. – Ростов-на-Дону: РИСИ, 1980. – С. 44–47.
19. Пат. Великобритании № 2136326. Циклонный сепаратор, 1983.
20. Кузьмин В.В., Марков В.А. Повышение эффективности пылеулавливания циклонным аппаратом // Техника и технология защиты окружающей среды: Материалы докладов МНТК. Минск, 23–25 октября 2002 г. – Мн.: БГТУ, 2002. – С. 98–99.
21. Андриевская Е.А. Аппараты для очистки отходящих газов в СССР и за рубежом // Охрана окружающей среды и рациональное использование природных ресурсов: Обзор. инф. – М.: НИИТЭХИМ, 1979. – Вып. 4 (23).
22. Демиденко А.А., Шваб В. А., Шиляев М. И. Экспериментальное исследование центробежного пылеотделителя с пластинчатым ротором // Вопросы импульсного пневмотранспорта, газоочистки и пневматического перемешивания дисперсных материалов: Сборник. – Томск: ТГУ, 1972. – С. 155–175.
23. Шиляев М.И. Гидродинамическая теория ротационных сепараторов. – Томск: Томск. ун-т, 1983.
24. Пат. РФ № 2150988. Циклон-фильтр для очистки запыленных газов. Б. И. № 17, 2000.
25. Пат. США № 4657567. Пылеуловитель, 1987.

УДК [54+504] (043,2)

А.Е. Рабко, канд. техн. наук; А.И. Ершов, профессор

ИССЛЕДОВАНИЯ ЛОКАЛЬНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК БАРБОТАЖНО-ПРЯМОТОЧНЫХ КОНТАКТНЫХ УСТРОЙСТВ

The article represents new constructions of contact devices for bubble columns, which allow to make mass-transfer processes in gas-liquid systems with high liquid streams more effective. The results of the research of local aero-hydrodynamic parameters of gas-liquid streams allow to build models for construction of contact devices.

Необходимость обработки различных газовых систем большими объемами жидкости возникает во многих процессах химической технологии. Наиболее распространенными в данном случае являются массообменно-реакционные процессы, применяемые для выделения целевого компонента из газовой смеси путем абсорбции жидким селективным поглотителем. В таких процессах, как правило, требуется обеспечивать максимальную интенсификацию взаимодействия фаз в зоне контакта и рекомендовать соответствующие конструкции аппаратов приемлемых размеров для промышленной реализации.

Традиционные насадочные, а также противоточные и перекрестноточные тарельчатые колонные аппараты обладают рядом особенностей, ограничивающих их производительность и эффективность. По приведенным в литературе данным [1–3] известно, что с увеличением нагрузки по жидкости диапазон устойчивой работы типовых конструкций сужается и сдвигается в сторону меньших скоростей газа. Например, при орошениях $W_{ж, ап} = 100–150 \text{ м}^3/(\text{м}^2 \cdot \text{ч})$ он шире для колонн с переливными устройствами, нежели для беспереливных тарелок и насадок. При этом пропускная способность лимитируется уносом жидкости либо «захлебыванием» контактных тарелок, а эффективность разделения сравнительно низкими скоростями взаимодействия фаз и весьма стабильными структурами межфазных поверхностей.

Обычно повышение производительности указанных аппаратов в процессах с большими жидкостными нагрузками приводит к увеличению их габаритов как по диаметру, так и по высоте.

Одним из основных способов интенсификации процесса абсорбции является увеличение поверхности контакта фаз, которая, в свою очередь, зависит от удельной поверхности развитой в единице объема насадки или барботажного слоя и самого объема насадки либо объема барботажного слоя на контактной ступени. В случае хемосорбции труднорастворимых газов, когда коэффициент извлечения единичного контактного устройства невелик ($\varphi_{ж} = 0,05–0,2$) и практически не зависит от структуры потоков, увеличение объема барботажного слоя на ступени контакта признано целесообразным [4, 5]. При этом существует оптимальный объем барботажного слоя на ступени контакта, получаемый, соответственно, из соотношения эффективности разделения, гидравлического сопротивления и металлоемкости аппарата. Однако в любом случае с увеличением относительного объема барботажного слоя на ступени, выражаемого коэффициентом эффективного использования рабочего объема аппарата $k_{эф}$, высота единицы переноса снижается. При больших нагрузках по жидкости увеличение $k_{эф}$ является актуальной задачей и достигается за счет конструктивного улучшения условий перетока и распределения жидкости, введения и совершенствования узлов разделения потоков, создания второй зоны контакта фаз [4–10].

Другим направлением повышения производительности тарельчатых барботажных аппаратов является применение контактных устройств, в которых увеличение локальных относительных скоростей фаз не сопровождалось бы ограничением пропускной способности аппарата и приводило бы к образованию газожидкостных структур с развитой, но существенно нестабилизированной (т. е. интенсивно обновляемой) межфазной поверхностью. При больших нагрузках по жидкости такие режимы достигаются при перекрестном токе газа по насадке в колонне [10, 11], при введении в барботажный слой различных статических и динамических тел – турбулизаторов [12, 13], а также при организации спутного ускоренного движения взаимодействующих фаз в вихревых и прямоточно-центробежных контактных устройствах [14, 15]. Однако следует отметить, что с повышением относительных скоростей газа и жидкости по аппарату, как правило, уменьшается объем рабочих контактных зон и увеличивается объем зон перетока жидкости и сепарации фаз. При этом повышение эффективности процесса разделения за счет создания интенсивных гидродинамических режимов должно компенсировать и превосходить снижение $k_{эф}$.

На основании вышеизложенного следует признать перспективным комбинированное направление совершенствования конструкций тарельчатых контактных устройств, т. е. когда интенсификация гидродинамического режима на ступени контакта сопроно-

ждается ростом либо стабилизацией его на определенном уровне. Ранее с участием авторов статьи разработаны и найдены практическое применение барботажно-прямоточные контактные устройства (БПКУ) [16, 17], в которых взаимодействие газа и жидкости осуществляется при их восходящем ускоренном движении внутри сужающейся конической контактной камеры. При этом достигаются высокие относительные скорости взаимодействующих фаз, развивается и интенсивно обновляется межфазная поверхность.

Одним из недостатков первоначальных конструкций БПКУ является то, что при больших жидкостных нагрузках переливные устройства, выполненные в виде труб [18, 19], занимают значительную часть площади полотна внутри контактной камеры, а также существенно уменьшают полезный объем последней и сепарационного пространства. При этом затруднен переток жидкости со ступени на ступень и сужается диапазон устойчивой работы аппарата.

С целью устранения указанных недостатков нами разработана конструкция тепломассообменного аппарата [20] с барботажно-прямоточными контактными устройствами, имеющими периферийный подвод и распределение жидкости (рис. 1, а). В данном варианте коническая контактная камера 4 снабжена цилиндрическим основанием 6, имеющим вырез для прохода жидкости. К цилиндрическому основанию 6 со стороны выреза присоединен приемный карман 7 перелива 8. Внутри конической камеры 4 установлена с зазором 9 и эксцентрично 10 обечайка, жестко прикрепленная к полотну 3 и выполняющая одновременно функции распределителя жидкости и гидрозатвора. Жидкость с вышележащей тарелки подается по переливу 8 в приемный карман 7 и через вырез в кольцевой зазор 9. Так как обечайка 10 установлена эксцентрично относительно оси конической камеры 4, поперечное сечение кольцевого зазора уменьшается по длине пути жидкости, что способствует равномерному распределению орошения по периметру перфорированной площади полотна 3, где жидкость вступает в контакт с газом.

При нормальном режиме работы в приемном кармане 7 устанавливается уровень жидкости, высота которого зависит от гидравлического сопротивления ступени контакта. При превышении расчетной плотности орошения или скорости газа гидравлическое сопротивление контактного устройства возрастает настолько, что начинает превышать высоту приемного кармана 7, и часть жидкости перетекает через зазор между приемным карманом 7 и переливом 8 на полотно 3, не вступая во взаимодействие с газом на ступени контакта. Это приводит к уменьшению соотношения нагрузок взаимодействующих фаз и снижению зависимости гидравлического сопротивления контактного устройства от режимных параметров. Образующийся при этом байпасный поток жидкости предотвращает захлебывание аппарата и существенно расширяет диапазон устойчивой работы. При изменении высоты приемного кармана и площади его поперечного сечения можно получить необходимый режим саморегулирования жидкостной нагрузки.

Положительный эффект в данной конструкции достигается за счет снижения местных сопротивлений по ходу жидкости в переливном устройстве и, в особенности, при распределении ее внутри контактной камеры, что дает возможность увеличить скорость жидкости в переливах в 1,5–1,8 раза при соответствующем уменьшении габаритов переливного устройства. При таком техническом решении переливы вынесены за пределы контактной камеры и имеют форму сегмента, что позволяет увеличить площадь перфорации полотна и рабочий объем контактной камеры в 1,5 раза.

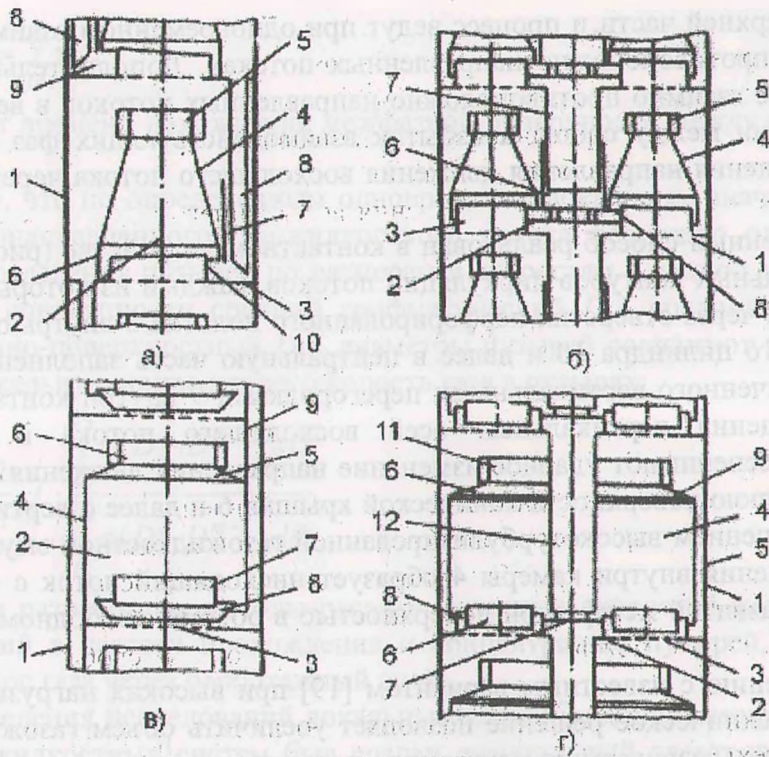


Рис. 1. Разработанные конструкции барботажно-прямоточных контактных устройств

Увеличение рабочего объема контактной камеры также возможно за счет выполнения ее в виде цилиндра с коническим переходом к сепарационному элементу (рис. 1, в). Это позволяет максимально использовать объем межтарельчатого пространства аппарата.

В контактном устройстве элементного типа (рис. 1, б) для противоточных колонных теплообменников реализована идея секционирования потоков, что дает возможность эффективно применять барботажно-прямоточные элементы в аппаратах большого диаметра. У этого варианта конструкции над перфорированным полотном 1 установлена горизонтальная плита 2. На полотне 1 над зонами перфорации находятся обечайки 3, закрепленные в плите и выступающие над ее верхней плоскостью. Контактные камеры 4 установлены на плите над обечайками 3 и соединены с расположенным в центре плиты приемным карманом перелива 6 посредством коробов 8. После взаимодействия с газом в контактных камерах 4 жидкость попадает на полотно 1, движется, огибая обечайки 3 по направлению к переливной трубе 7, и проходит в щели, образованные смежными обечайками 3, горизонтальной плитой 2 и полотном 1. Таким образом реализуется защищенный слив и обеспечивается минимальное сопротивление перетоку жидкости со ступени на ступень. Подача жидкости в коробки из одного приемного кармана исключает неравномерность работы контактных камер.

С целью интенсификации теплообмена за счет дополнительной турбулизации фаз и увеличения развиваемой межфазной поверхности разработан способ проведения процесса взаимодействия газа с жидкостью и контактное устройство для его осуществления. При этом создание нисходящего потока в образованном на ступени контакта вертикальном контуре циркуляции осуществляют внутри контактной камеры путем ударного изменения направления движения восходящего потока на противо-

ложное в ее верхней части, и процесс ведут при одновременном взаимодействии фаз в двух взаимно противоположно направленных потоках. Дополнительно обеспечивают взаимодействие взаимно противоположно направленных потоков в вертикальном контуре циркуляции между собой, а избыток взаимодействующих фаз отводят из зоны ударного изменения направления движения восходящего потока через сепарационный элемент.

Предложенный способ реализован в контактном устройстве (рис. 1, г) путем создания вертикальных контуров циркуляции потоков, каждый из которых образуют пропуская газ через отверстия перфорированного полотна 3 внутрь обечайки 8 и распределительного цилиндра 10 и далее в центральную часть заполненного жидкостью объема, ограниченного вертикальными перегородками 9 внутри контактной камеры 4. За счет смещения вертикальных осей восходящего потока и сепарационного элемента 11 обеспечивают ударное изменение направления движения восходящего потока о внутреннюю поверхность конической крышки 6 и далее о вертикальные перегородки 9 с получением высокотурбулизированной газожидкостной эмульсии, которая в условиях стеснения внутри камеры 4 образует нисходящий поток с высоким газосодержанием и развитой межфазной поверхностью в объеме, свободном от восходящего потока.

По сравнению с известным вариантом [19] при высоких нагрузках по жидкости предлагаемое техническое решение позволяет увеличить объем газожидкостного слоя и, соответственно, развиваемую межфазную поверхность на ступени контакта в 2,8–3,3 раза. При этом в 2–3 раза возрастает скорость циркуляции потоков.

Проведенный анализ показал, что наиболее приемлемыми методами получения объективной информации о процессе взаимодействия газа с жидкостью в условиях интенсивных гидродинамических режимов являются экспериментальные электроконтактные методы измерения локального газосодержания ϵ , локальной удельной поверхности контакта фаз α (УПКФ) и локальной частоты прохождения газовых включений (пузырьков и струй) f с применением точечных электродов. С целью получения данных, обеспечивающих надежное моделирование гидродинамики и массопереноса в БПКУ выполнены теоретико-экспериментальные исследования по совершенствованию и совмещению указанных методик, а также по существенному расширению их информативности.

В данном случае рассмотрен случайный стационарный процесс появления газовых включений в заданной радиус-вектором r точке динамической газожидкостной системы. С учетом принятой изометрической структуры системы и эргодических свойств случайного процесса смены фаз в данной точке теоретически получено выражение для определения значений α_r за время осреднения $t_2 - t_1 > \infty$ с учетом вероятности появления УПКФ в исчезающе малом цилиндрическом объеме длиной l между электродами датчика:

$$\alpha_2 = \frac{2}{l(t_2 - t_1)} \cdot \int_{t_1}^{t_2} p^* dt, \quad (1)$$

где p^* – реализация эргодической стационарной функции появления УПКФ в элементарном объеме. Последняя может быть оценена по результатам обработки осциллограмм с двух точечных электродов, находящихся на расстоянии $l = 0,5-1$ мм друг от друга:

$$\int_{t_1}^{t_2} p^* dt = \sum_{j=1}^m \tau_j, \quad (2)$$

где τ_j – момент времени нахождения межфазной поверхности между электродами датчика.

Показано, что по определенным одновременно локальным значениям ϵ , α и f в условиях однонаправленного газожидкостного потока возможно однозначно задать функции распределения пузырей по размерам и скоростям в данной точке и при допущении, что в совокупности средний арифметический D_{Ni} , средний объемный D_{Vi} и средний объемно-поверхностный D_{VSi} диаметры пузырей совпадают ($D_{Ni} = D_{Vi} = D_{VSi}$), определить локальную приведенную скорость газа в пузырях:

$$w_{GN} = \frac{2}{3} \cdot f \cdot \frac{\int_{D_1}^{D_2} \varphi(D) \cdot D^{m+3} \cdot dD}{\int_{D_1}^{D_2} \varphi(D) \cdot D^{m+2} \cdot dD}. \quad (3)$$

При этом разработаны методы расчета истинных скоростей фаз, а также вклада каждой фракции в частоту прохождения и концентрацию пузырей, газосодержание, УПКФ и перенос газа через барботажный слой.

Для проведения исследований локальных аэрогидродинамических (ЛАГД) характеристик газожидкостных систем был создан специальный электронный измерительный комплекс ИГС (рис. 2), позволяющий проводить измерения и обработку сигналов с двухэлектродного датчика сопротивления в режиме реального времени при одновременной регистрации осредненных во времени локальных значений ϵ , α и f .

Исследование гидродинамики газожидкостных потоков в контактных камерах БПКУ осуществлялось путем получения и анализа радиальных профилей ЛАГД-характеристик при различных направлениях сканирования в одном горизонтальном сечении, а также в разных сечениях, разнесенных по высоте контактных камер.

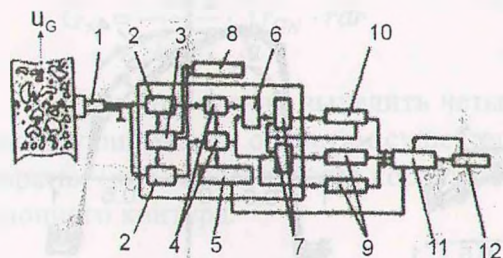


Рис. 2. Измерительный комплекс ИГС: 1 – зонд; 2 – компараторы напряжения; 3 – аналоговый усилитель; 4 – электронные ключи; 5 – блок управления; 6 – блок сравнения; 7 – интеграторы; 8 – двухлучевой осциллограф; 9 – счетчики импульсов; 10 – частотомер; 11 – транскриптор; 12 – печать

Измерения проводились на 7 моделях БПКУ трех типов для аппаратов различных диаметров (табл. 1) как в лабораторных условиях – модели 1–6, так и на укрупненном гидродинамическом стенде – модель 7. Модель 6 была выполнена в виде секции 1/4 аппарата. Одновременно проводились сравнительные измерения на перекрестноточных ситчатых тарелках (СПТ): СПТ1 с полотном 0,26 м, диаметром отверстий $d_0 = 6-7$ мм, относительной площадью живого сечения $\omega_0 = 5\%$ и высотой переливной планки $h_b = 0,15$ и $0,4$ м; СПТ2 в аппарате диаметром $d_1 = 0,14$ м, $d_0 = 5,0$ мм, $\omega_0 = 11,5\%$ и $h_b = 0,04$ м, также в колонне с высоким барботажным слоем (КВБС) при $d_1 = 0,188$ м, $\omega_0 = 2,1\%$, $d_0 = 2,9$ мм, $H_V = 1,0$ м. В качестве рабочей среды использовалась система вода – воздух.

Параметры исследованных контактных устройств

Параметр, мм	Номер конструкции						
	1	2	3	4	5	6	7
Тип контактного устройства	Рис. 1, а	Рис. 1, в	Рис. 1, а	Рис. 1, в	Рис. 1, в	Рис. 1, г	Рис. 1, г
Диаметр аппарата d_1	200	200	240	240	390	1000	1200
Диаметр контактной камеры d_2	150	155	170	195	350	930	1070
Диаметр распределительной обечайки (восходящего потока) d_3	85	85	102	102	240	600	700
Высота ступени контакта h_1	350	350	500	500	320	850	1000
Расчетная высота циркуляционного контура восходящего потока H_V	265	260	420	410	230	625	760
Диаметр отверстий перфорированного полотна d_0	4,0	4,0	5,0	5,0	5,0	6,7	6,0

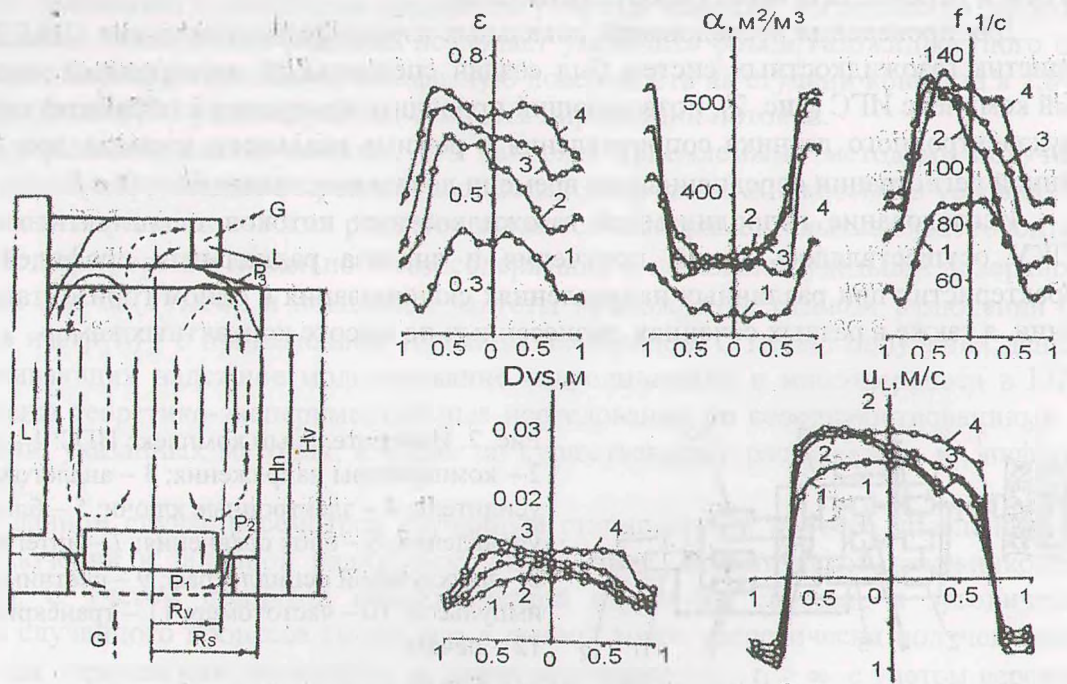


Рис. 3. Схема распределения потоков внутри контактной камеры БПКУ и экспериментальные профили ЛАГД-характеристик в БПКУ 6. Сторона А, сечение III при $w_L = 0,0065$ м/с и w_G , м/с: 1 – 0,22; 2 – 0,43; 3 – 0,65; 4 – 0,91

Результаты опытов; данные для конкретных моделей БПКУ, были собраны в массив, где каждой точке в трехмерном пространстве газожидкостного слоя в зависимости от режимных параметров соответствовали определенные значения ЛАГД-

характеристик. Последующая обработка данных проводилась с помощью специального программного пакета «GLStreams» для IBM PC, реализующего методы кубической сплайн-аппроксимации и интерполяции функций, численного интегрирования и осреднения характеристик по сечению и объему потоков.

На рис. 3 приведены профили ЛАГД-характеристик, позволяющие дать достаточно полную оценку режима «стесненного» барботажа в БПКУ. Наблюдается развитая циркуляция потоков, и по этой причине в восходящем потоке поддерживается относительно низкое газосодержание, что сдвигает соотношение между процессами коалесценции и редиспергирования в сторону меньших размеров газовых пузырей. При этом обеспечивается развитая поверхность контакта при высокой частоте прохождения газовых включений. В переходной области имеются характерные изломы кривых, позволяющие достаточно четко выделить зоны нисходящих потоков при соотношении радиусов восходящего и нисходящего потоков $R_V = (0,7-0,8) R_S$. По сравнению с барботажными колоннами в зоне нисходящих потоков наблюдается более высокое значение газосодержания, а УПКФ в 1,4–1,6 раза выше, чем в зоне восходящего потока. С ростом скорости газа в пределах устойчивой работы аппарата осредненные по объему потоков газосодержание и скорость циркуляции последовательно возрастают, а УПКФ и частота проходят через максимум в области $w_G = 0,4-0,7$ м/с. С увеличением нагрузки по жидкости до предельных значений ($w_L = 0,03-0,07$ м/с) газосодержание и УПКФ снижаются незначительно, причем для БПКУ с цилиндрическими контактными камерами эта зависимость выражена слабее (в пределах 8–15%). Во всем диапазоне нагрузок по фазам кратность циркуляции жидкости составляла $n_L = 6-35$, при этом количество циркулирующего газа в оптимальном режиме достигало 47% от поступающего в контактное устройство ($n_G = 1,08-1,47$), что значительно превышает соответствующий показатель для барботажных колонн, равный 3–8%.

Оценка соотношения расходов газа в пузырях и струях в области восходящего газожидкостного потока проводилась путем расчета удельного расхода газа в пузырях для характерных сечений:

$$\bar{G}_N = \frac{2\pi}{G \cdot n_G} \cdot \int_0^{R_V} r_{GN} \cdot r dr. \quad (4)$$

При этом можно выделить четыре гидродинамических состояния потока, хорошо согласующихся по областям существования гидродинамических режимов в пенных аппаратах (рис. 4). Получены корреляции для расчета G_N в восходящем потоке циркуляционного контура.

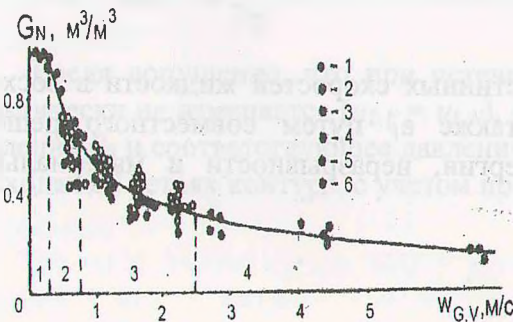


Рис. 4. Удельный расход газа в пузырях в восходящем газожидкостном потоке: 1 – БПКУ 6; 2 – БПКУ 1; 3 – СПТ1; 4 – БПКУ 5; 5 – КВБС; 6 – СПТ2. Области различных гидродинамических состояний потока: 1 – газ распределен в жидкости; 2 – появление пульсирующих струй газа; 3 – режим устойчивых струй газа; 4 – жидкость распределена в газе

Приведенные выше результаты исследований режима стесненного барботажа были использованы для разработки метода расчета скорости циркуляции фаз в БПКУ. При этом применен подход, основанный на энергетическом балансе барботажного слоя и раздельном анализе движения фаз в зонах восходящего и нисходящего потоков.

В данном случае энергия, которую газ сообщает жидкости, может быть определена как суммарные затраты на совершаемую работу расширения газа E_{G1} и на потери от трения E_{G2} при движении части газа в образующихся струях, имеющих средний радиус R_{mS} . В свою очередь, энергию, расходуемую при движении жидкости в восходящем потоке, можно представить в виде затрат на ускорение E_{L1} , трение E_{L2} и преодоление местных сопротивлений E_{L3} в зоне формирования потока на газораспределительном устройстве, а также при ударе и изменении направления движения потока в верхней части контактной камеры (рис. 3):

$$E_{G1} + E_{G2} = E_{L1} + E_{L2} + E_{L3} \quad (5)$$

или

$$\begin{aligned} w'_G(1 - \bar{G}_N) \cdot \frac{2H_V}{R_{mS}} \tau_{mS} + w'_G \rho_L (1 - \varepsilon_V) \cdot gH_V = \\ = K_V (1 - \varepsilon_V) \frac{\rho_L u_{L,V}^3}{2} \left(\frac{R_V}{R_S} \right)^2 + \frac{2H_V}{R_V} \cdot \tau_V \cdot u_{L,V} \left(\frac{R_V}{R_S} \right)^2 + \\ + \zeta_V (1 - \varepsilon_V) \frac{\rho_L \cdot u_{L,V}^3}{2} \left(\frac{R_V}{R_S} \right)^2. \end{aligned} \quad (6)$$

Выполнив по полученным значениям ЛАГД-характеристик оценку параметров R_{mS} и τ_{mS} , а также получив значения K_V по формуле

$$K_V = \frac{2}{H_V \cdot R_V^2} \cdot \int_0^{H_V} \int_0^{R_V} \frac{1 - \varepsilon}{1 - \bar{\varepsilon}_V} \cdot \left(\frac{u_L}{\bar{u}_{L,V}} \right) \cdot r \cdot dr dH \quad (7)$$

и корреляции для газосодержания в потоках

$$\varepsilon_V = \frac{w_{G,V}}{[C_0(w_{G,V} + w_{L,V}) + V_{jD}]}, \quad (8)$$

$$\varepsilon_N = 0,97 \cdot \varepsilon_V \cdot 10^{-2,37 \cdot w'_L}, \quad (9)$$

можно определить величины осредненных истинных скоростей жидкости в восходящем $u_{L,V}$ и нисходящем $u_{L,N}$ потоках, а также ε_V путем совместного решения преобразованных уравнений сохранения энергии, неразрывности и материального баланса по жидкой фазе:

$$u_{L,V} - \left[\frac{2gH_V w'_G}{(K_V - \zeta_V) \left(\frac{R_V}{R_S}\right)^2} \right]^{\frac{1}{3}} = 0,$$

$$\frac{w'_G + u_{L,N} \varepsilon_N \left[1 - \left(\frac{R_V}{R_S}\right)^2 \right]}{\varepsilon_V \left(\frac{R_V}{R_S}\right)^2} \cdot (C_0 \varepsilon_V - 1) + C_0 u_{L,V} (1 - \varepsilon_V) + V_{jD} = 0, \quad (10)$$

$$u_{L,V} (1 - \varepsilon_V) \left(\frac{R_V}{R_S}\right)^2 - u_{L,N} (1 - \varepsilon_N) \cdot \left[1 - \left(\frac{R_V}{R_S}\right)^2 \right] - w'_L = 0,$$

где ζ_V является слабой функцией искомых величин и находится из выражения

$$\zeta_V = 11,72 \cdot \varepsilon_V^{0,03} \cdot u_{L,V}^{-0,024}. \quad (11)$$

Корреляция для K_V имеет вид

$$K_V = 1,48 \cdot u_{L,V}^{-0,2} \cdot \varepsilon_V^{-0,02} \cdot R_V^{0,03}. \quad (12)$$

Для практических расчетов возможно принять $K_V = 1,35$, $\zeta_V = 11,8$, $C_0 = 1,085$, $V_{jD} = 0,815$ м/с. При этом входными конструктивными и режимными параметрами являются величины R_S , R_V , H_V , W_G и W_L .

При горизонтальном истечении жидкости из зоны с давлением P_2 в зону с давлением P_1 можно записать уравнение Бернулли в общем виде:

$$\frac{P_1}{\rho_L \cdot g} + \frac{(u_{L,N}^*)^2}{2g} = \frac{P_2}{\rho_L g} + \frac{(u_{L,V}^*)^2}{2g} + H_P \quad (13)$$

и выразить потери напора через скорость циркуляции жидкости в контуре:

$$H_P = (\zeta_N - 1) \frac{u_{L,V}^2}{2g}. \quad (14)$$

Введя допущение, что при истечении на коротком участке скорость жидкости практически не изменяется ($u_{L,V} = u_{L,N}$), а давления P_1 и P_2 могут быть выражены через давление P_3 и соответствующее давление столба газожидкостной смеси в восходящей и нисходящей ветвях контура, с учетом потерь на трение при движении потоков получим

$$H_N = \frac{\rho_L \left[(1 - \varepsilon_V) \cdot g \cdot H_V + (\zeta_N - 1) \frac{u_{L,V}^2}{2} \right] + \frac{2H_V}{R_V} - \tau_V}{\rho_L (1 - \varepsilon_N) \cdot g - \frac{2\tau_N}{R_S - R_V}} \quad (15)$$

при

$$\zeta_N = 16,8(w'_G)^{-0,05} \cdot (w'_L)^{0,56} \cdot R_S^{0,36}. \quad (16)$$

Значения ζ_N изменялись в пределах 0,45–1,5. При $\zeta_N < 1$ имеет место инжекционный эффект, при $\zeta_N > 1$ – напорное истечение.

Межфазная поверхность, осредненная по объему потока, может быть определена исходя из осредненных значений газосодержания и размера газовых включений:

$$a_V = \frac{6 \cdot \varepsilon_V}{D_{VS,V}}. \quad (17)$$

Размеры пузырей зависят от плотности диссипации энергии, условий коалесценции и редиспергирования и для наших условий хорошо коррелируются со скоростью скольжения фаз в восходящем потоке:

$$D_{VS,V} = f\left(\frac{u_S}{\varepsilon_V (1 - \varepsilon_V)^m}\right) = f(\Phi_{S,V}), \quad (18)$$

а также гомогенной скоростью жидкости в нисходящем потоке:

$$\Phi_{S,N} = \frac{w_{L,N}}{1 - \varepsilon_N} \cdot \frac{1}{\varepsilon_N (1 - \varepsilon_N)^m} \quad (19)$$

при $m = 3$:

Полученная зависимость для расчета D_{VS} учитывает изменения гидродинамического состояния потоков и может быть использована для коалесцирующих систем (табл. 2):

$$D_{VS} = A \cdot \Phi_S^{a_1} \cdot (w'_L)^{a_2} \cdot H_V^{a_3}. \quad (20)$$

Таблица 2

Значение коэффициентов в уравнении регрессии

Режим	A	a ₁	a ₂	a ₃	Отклонение ΔD _{VS} ± %
Восходящий газожидкостный поток					
10 < Φ _{S,V} < 14	7,52	0,128	0,060	0	3,43
14 < Φ _{S,V} < 200	5,99	0,229	0,071	0	2,31
200 < Φ _{S,V} < 2000	1,30	0,336	-0,271	0	6,74
Нисходящий газожидкостный поток					
2,5 < Φ _{S,N} < 5	6,17	0,224	0,110	-0,064	7,18
5 < Φ _{S,N} < 30	4,55	0,458	0,127	-0,045	4,07

ЛИТЕРАТУРА

1. Рамм В.М. Абсорбция газов. – М.: Химия, 1976. – 656 с.
2. Кафаров В.В. Основы массопередачи. – М.: Высшая школа, 1979. – 439 с.
3. Александров И.А. Ректификационные и абсорбционные аппараты. – М.: Химия, 1978. – 280 с.
4. Биле К., Чехов О.С., Кочергин Н.А. Некоторые вопросы гидродинамики барботажного слоя на тарелках с двумя зонами контакта фаз // ТОХТ. – 1975. – Т. 9. – № 3. – С. 466–467.
5. Щедро В.М. Интенсификация абсорбера очистки конвертированного газа от оксида углерода в агрегатах синтеза аммиака // Повышение эффективности, совершенствование процессов и аппаратов химических производств. ПАХТ-85: Тезисы докладов Всесоюзн. науч. конф. – Харьков, 1985. – С. 12–14.
6. Вихман В.Г. Переливные устройства для барботажных тарелок массообменных аппаратов. – М.: ЦИНТИХИМНЕФТЕМАШ, 1976. – 27 с.
7. Чехов О.С. Современная тарельчатая массообменная аппаратура // Хим. пром-сть за рубежом. – 1976. – № 6. – С. 58–71.
8. Чехов О.С., Масловский М.Ф., Мансуров А.Э. Совершенствование тарельчатых устройств с продольно-поперечным секционированием потоков в колонне // Изв. ВУЗов СССР. Химия и химтехнология. – 1982. – Вып. 25. – № 2. – С. 238–242.
9. А. с. 1012934 СССР, МКИ³ В01Д 3/20. Массообменная колонна.
10. А. с. 731984 СССР, МКИ² В01Д 3/20. Тепломассообменная колонна.
11. Тютюнников А.В. Новые контактные устройства для крупногабаритных ректификационных и абсорбционных аппаратов // Хим. и нефт. машиностроение. – 1982. – № 4. – С. 37–38.
12. Тарат Э.Я., Балабеков О.С., Болгов Н.П. Интенсивные колонные аппараты для обработки газов жидкостями. – Л.: ЛГУ, 1976. – 224 с.
13. Molerus O. Hidrodynamik der Brasensaulen // Chem.-Ing.-Techn. – 1986. – V. 58. – № 3. – P. 252–253.
14. Рууге Т.С. Развитие конструкций тарельчатых массообменных колонн газо-жидкостного контакта. Обзорн. инф. Сер. ХМ1. – М.: ЦИНТИХИМНЕФТЕМАШ, 1982. – 35 с.
15. Ершов А.И. Разработка, исследование и применение элементных ступеней контакта с взаимодействием фаз в закрученном потоке: Автореферат дис. ... д-ра техн. наук. – Л., 1975. – 41 с.
16. Карпович А.И. Разработка, исследование и практическое применение барботажно-прямоточных контактных устройств: Автореферат дис. ... канд. техн. наук. – Минск, 1975. – 17 с.
17. Голдар А.П. Гидродинамика и массообмен при абсорбции газов в барботажно-прямоточных контактных устройствах: Автореферат дис. ... канд. техн. наук. – Минск, 1986. – 19 с.
18. А. с. 454033 СССР, МКИ² В01Д 3/26. Барботажно-прямоточное контактное устройство.
19. А. с. 779793 СССР, МКИ² В01Д 3/26. Тепломассообменный газо-жидкостный аппарат.
20. А. с. 1225588 СССР, МКИ³ В01Д 3/26. Тепломассообменный аппарат.