

2. Васылив О.Б. Оптимизация режимов работы аппаратов различного функционального назначения с абсорбционно-диффузионными холодильными машинами: дис... канд. техн. наук: 05.04.03 / Васылив Олег Богданович - Одесса, 1998. - 228 с.
3. Титлов А.С. Пути повышения энергетической эффективности бытовых абсорбционных холодильных приборов / А.С. Титлов // 36. наук. праць I - ої Міжнарод. наук.-техн. конф. «Холод в енергетиці і на транспорті: сучасні проблеми кондиціонування та рефрежерації» Частина 1. – Миколаїв: НУК, 2008. – С. 188 – 203 (додаток до наук.-техн. зб. "Збірник наукових праць Національного університету кораблебудування". – 2008. – № 3).
4. Растрингин Л.А. Современные принципы управления сложными объектами. - М: Сов. Радио, 1980.
5. Леоненков А.В. Нечёткое моделирование в среде Matlab и FuzzyTech. - СПб.: БХВ-Петербург, 2003.

Отримано редакцією 11.2013 р.

УДК 519.876.5: 66.069.832

**БУЗОВСКИЙ В.П., ассистент, КОЛОГРИВОВ М.М., канд. техн. наук, доцент**  
Институт холода, криотехнологий и экоэнергетики имени проф. В.С. Мартыновского  
Одесской национальной академии пищевых технологий

## РЕЗУЛЬТАТЫ ТЕОРЕТИЧЕСКОГО ИССЛЕДОВАНИЯ ВЛИЯНИЯ ТЕПЛОМАССОБМЕНА НА ГИДРОДИНАМИЧЕСКУЮ КАРТИНУ В ЭЖЕКЦИОННОМ АППАРАТЕ

В статье представлены расчетные гидродинамические характеристики газожидкостного факела, который образуется в прямоточном контактно теплообменнике при горизонтальном распылении жидкости. Расчеты проводились для случая конденсации паров нефтепродуктов из паровоздушной смеси на каплях распыленного водного раствора соли. На основе полученных данных в виде графических зависимостей проведен анализ влияния тепломассообмена на скорость паровоздушной смеси.

Ключевые слова: контактный теплообменник, гидродинамика газожидкостного факела, математическое моделирование.

The article presents the calculated flow characteristics of gas-liquid jet that is formed in a parallel flow heat exchanger with horizontal contact spray. The calculations were performed for the case of the condensation of oil vapor from the vapor-air mixture in the atomized droplets of an aqueous solution of salt. On the basis of the data obtained in the form of graphic dependences analyzed the influence of heat and mass transfer rate of vapor-air mixture.

**Keywords:** contact heat exchanger, the gas-liquid plume hydrodynamics, mathematical modeling.

Рассматривается работа эжекционного аппарата с горизонтальным факелом рабочего потока. Такие малогабаритные аппараты могут быть эффективно использованы для тепловлажностной обработки воздуха в холодильных камерах при хранении мясомолочной и плодоовощной продукции и в других производствах. В частности, такой аппарат нами предлагается использовать для конденсации паров углеводородов из парогазовой смеси на каплях хладоносителя – каплях водного солевого раствора [3].

Предлагаемый эжекционный аппарат обладает рядом преимуществ перед аналогичными контактными аппаратами [2]. Основное из преимуществ – высокая пожаро-взрывобезопасность при работе с парами углеводородов. Конденсация пара из паровоздушной смеси (пвс) на каплях привлекает внимание ввиду большой площади поверхности контакта фаз и увеличения интенсивности процессов тепло и массообмена за счет уменьшения термического и диффузионного сопротивления. Такие полые распылительные аппараты отличаются простой конструкцией и сравнительно низкой стоимостью. В отличие от простой конструкции гидродинамическая картина в

аппарате сложная. Наблюдается движущаяся переменная поверхность контакта фаз. На траектории движения капель и струй с изменяющейся массой влияют силы гравитации, инерции, вязкости, поверхностного натяжения.

В данной работе рассматривается математическая модель гидродинамического взаимодействия факела жидкости с парогазовой смесью в эжекционном аппарате. Известно, что эффективность технологического процесса с распыливанием жидкости, кроме дисперсности распыла, обусловлена распределениями концентрации и скоростей фаз по объему аппарата, т.е. гидродинамической картиной образующегося двухфазного дисперсного потока, называемого факелом распыла [4, 5]. Наличие адекватной математической модели гидродинамики факела является важным при выполнении тепломассообменных расчетов.

Гидродинамические характеристики факела предлагается определять с помощью феноменологического подхода. Данный подход на основе модели раздельного течения был использован в работе [5] при выводе математической модели гидродинамики в прямоточном аппарате с вертикальным направлением факела. Нами предложена измененная математическая модель с учетом конструктивных особенностей рассматриваемого аппарата, в котором газожидкостный факел направлен горизонтально. Направление факела имеет принципиальное значение, поскольку влияет как на содержание математического описания, так и на гидродинамические характеристики. В данной работе приведены лишь конечные результаты вывода математической модели гидродинамической картины, без подробных математических выкладок. Полное описание модели дано в работах [4, 5] без учёта влияния тепломассообмена. Новым в нижепредставленной модели является учёт влияния тепломассообмена.

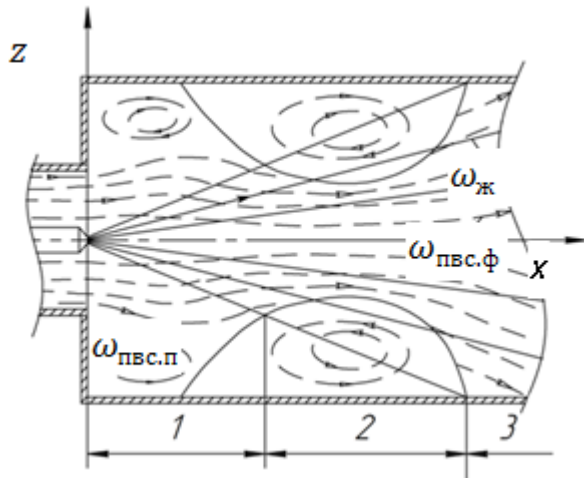


Рис. 1. Рабочая зона аппарата: 1 – область свободного факела, 2 – область циркуляционного потока, 3 – область ограниченного течения

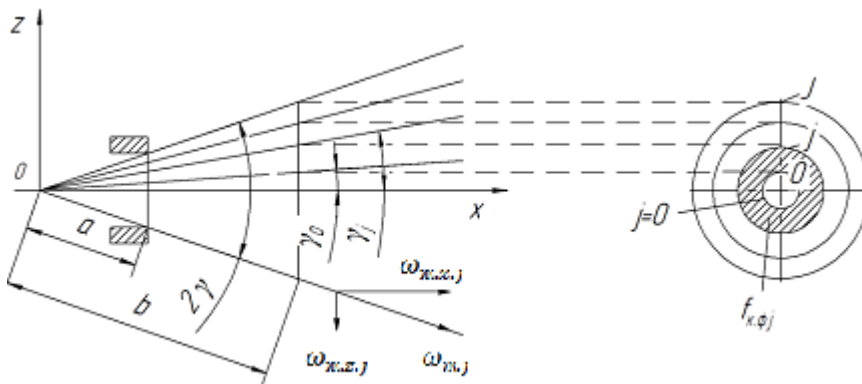


Рис. 2. Схема представления факела спектром жидкостных струек

Математическая модель гидродинамики и тепломассообмена. Наличие ограничивающих стенок накладывает ряд особенностей на течение двухфазной газожидкостной смеси, в связи с чем, аппарат по длине следует разбивать на несколько зон: свободного факела, циркуляции и область ограниченного течения (рис. 1). Следует отметить, что диаметр форсунки в промышленном аппарате составляет десятые доли длины факела. Нами принимается с достаточной для практики точностью образование факела из точки, расположенной на оси форсунки на расстоянии  $\cos(\gamma) \cdot a$  от среза ее сопла. Системы уравнений, составляющих математическую модель гидродинамики факела, требуется записать отдельно для каждой из зон. При этом будем исходить из следующих предположений: ограничивающие стенки и факел имеют аксиальную симметрию; градиент скорости газа и давления в поперечном сечении, как внутри факела, так и в периферийной зоне равен нулю. При записи уравнений примем следующий порядок обозначений: индексами «пвс», «ж» будем обозначать величины,

относящиеся к пвс и жидкости соответственно; индексами «п», «ф» – величины, которые относятся к периферийному и факельному потоку соответственно; индексы «х», «z» относятся к величинам, спроецированные на оси x и z соответственно.

Зона свободного факела. В этой области, вследствие эжекционного эффекта, через боковую поверхность факела происходит интенсивное перетекание пвс из потока находящегося между факелом и стенками аппарата (периферийный поток). В области свободного факела расход жидкости в любом сечении факела постоянен, а расход газа, в результате выше упомянутого эффекта, через поперечное сечение этого факела увеличивается по мере движения двухфазного потока. Скорость периферийного потока по мере приближения к сечению смачивания уменьшается. Для учета неравномерности распределения плотности орошения по сечению факела, последний был разбит на ряд вложенных друг в друга конусов – конических струек с

номером j. Число конических струек обозначим J, а угол между осевой линией и образующей j-го конуса –  $\gamma_j$  (рис. 2). Ось x совпадает с направлением факела. Площадь сечения j-й кольцевой струйки обозначим  $f_{к.ф.j}$ , которая соответствует заштрихованной области (рис. 2). Будем считать, что в пределах площади сечения кольцевой струйки поле

скоростей обеих фаз является однородным. Такое допущение, ввиду упрощения математического описания, является очень удобным, однако не вполне соответствующим реальному физическому представлению. Реальная гидродинамическая картина такова, что скорости фаз, расположенных ниже оси форсунки, будут увеличиваться ввиду однонаправленности проекции вектора скорости и силы тяжести. Скорости фаз, расположенных выше оси форсунки, напротив, будут уменьшаться по длине аппарата. Из сказанного выше следует, что предлагаемая математическая модель качественно верно описывает гидродинамику лишь верхней части факела.

Уравнение баланса площадей факела  $f_{ф}$  периферийного потока  $f_{п}$  выглядит следующим образом:

$$f = f_{ф} + f_{п}, \quad (1)$$

где  $f$  – площадь сечения аппарата, м<sup>2</sup>.

Площадь сечения факела  $f_{ф}$  будет равна сумме площадей j-тых кольцевых струек:

$$f_{ф} = \sum_{j=0}^J f_{к.ф.j} \quad (2)$$

Уравнение, учитывающее форму аппарата:

$$f = \varphi(x) \quad (3)$$

Следует различать площадь  $j$ -го факела  $f_{\phi,j}$ , представляющей собой площадь сечения конуса, у которого угол между осью  $x$  и образующей равен  $\gamma_j$ , и площадь сечения  $j$ -той кольцевой конусной струйки  $f_{к,ф,j}$ , с углами между образующими и осью  $x$  равными  $\gamma_j$  и  $\gamma_{j-1}$ .

Уравнение изменения площади сечения  $j$ -го факела:

$$\frac{df_{\phi,j}}{dx} = 2 \cdot \sqrt{\pi \cdot f_{\phi,j}} \cdot \frac{\omega_{ж.z,j}}{\omega_{ж.x,j}}, \quad (4)$$

где  $\omega_{ж.z,j}$ ,  $\omega_{ж.x,j}$  – проекция скорости жидкости  $j$ -той кольцевой струйки на координатные оси  $z$  и  $x$  соответственно.

Площадь сечения  $j$ -й кольцевой конусной струйки ( $1 \leq j \leq J$ ) рассчитывается по уравнению:

$$f_{к,ф,j} = f_{\phi,j} - f_{\phi,j-1}. \quad (5)$$

В соответствии с континуальным подходом в описании процессов, жидкую фазу, как и газовую мы считаем квазисплошной.

Поэтому, для каждой из фаз уравнения сохранения расхода жидкости и газа запишутся следующим образом:

$$\frac{d}{dx} \sum_{j=0}^J G_{ж,j} = 0; \quad (6)$$

$$\frac{d}{dx} (G_{пвс,ф} + G_{пвс,п} + G_{конд}) = 0, \quad (7)$$

где  $G_{ж,j}$  – массовый расход жидкости  $j$ -й кольцевой струйки на расстоянии  $x$ , кг/с;

$G_{пвс,ф}$ ,  $G_{пвс,п}$  – массовый расход пвс в факеле и в периферийном потоке соответственно на расстоянии  $x$ , кг/с;

$G_{конд}$  – массовый расход образующегося конденсата, кг/с.

$$G_{пвс,ф} = \sum_{j=0}^J \rho_{пвс,ф} \omega_{пвс,ф} f_{к,ф,j} \varepsilon_j = \sum_{j=0}^J G_{пвс,ф,j}; \quad (8)$$

$$G_{пвс,п} = \rho_{пвс,п} \cdot \omega_{пвс,п} \cdot f_{п}, \quad (9)$$

где  $\rho_{пвс,ф}$  – плотность пвс, кг/м<sup>3</sup>;

$\omega_{пвс,ф}$  – среднее значение скорости паровоздушного потока в факеле, м/с;

$\omega_{пвс,п}$  – скорость периферийного паровоздушного потока, м/с;

$\varepsilon_j$  – объемная доля пвс на расстоянии  $x$ ;

$G_{пвс,ф,j}$  – массовый расход пвс в  $j$ -й кольцевой конусной струйке, кг/с.

Объемная доля пвс  $j$ -й кольцевой струйки  $\varepsilon_j$  связана с объемной долей капель  $\beta_j$  известным соотношением:

$$\varepsilon_j + \beta_j = 1. \quad (10)$$

Объемная концентрация капель  $j$ -й кольцевой струйки определяется по формуле:

$$\beta_j = \frac{G_{ж,j}}{\rho_{ж} \cdot \omega_{ж.x,j} \cdot f_{к,ф,j}}, \quad (11)$$

где  $\rho_{ж}$  – плотность жидкости;

$\omega_{ж.x,j}$  – проекция скорости жидкости в  $j$ -ом сечении факела на расстоянии  $x$ .

Уравнения сохранения импульса в проекции на оси  $x$  и  $z$ :

$$\frac{d \left( G_{пвс,п} \omega_{пвс,п} + G_{пвс,ф} \omega_{пвс,ф,x} + \sum_{j=0}^J G_{ж,j} \omega_{ж.x,j} \right)}{dx} = -f \cdot \frac{dp}{dx}; \quad (12)$$

$$\frac{d \left( G_{пвс,ф} \omega_{пвс,ф,z} + \sum_{j=0}^J G_{ж,j} \omega_{ж.z,j} \right)}{dx} = g \cdot \left( - \sum_{j=0}^J \frac{G_{ж,j} + G_{пвс,ф,j}}{\omega_{ж.x,j}} - \frac{G_{пвс,п}}{\omega_{ж.x}} \right), \quad (13)$$

где  $\omega_{пвс,ф,x}$ ,  $\omega_{пвс,ф,z}$  – среднее значение проекции скорости пвс в факеле на ось  $x$  и  $z$  соответственно, м/с;

$p$  – статическое давление в рабочей зоне аппарата, Па;

$g$  – ускорение свободного падения, м/с<sup>2</sup>;

$\frac{G_{ж,j}}{\omega_{ж.x}}$  – среднее значение проекции скорости жидкости на ось  $x$ , м/с.

В традиционной записи уравнения сохранения импульса дифференцирование осуществляется по времени  $t$ . Ввиду очень малого времени пребывания капли в аппарате, исходя из соотношения  $\omega_{ж.x,j} = dx/dt$  производная по времени  $dt$  была заменена на производную по горизонтальной координате  $dx$ .

Для периферийного потока пвс запишем уравнение Эйлера:

$$\omega_{пвс,п} \cdot \frac{d\omega_{пвс,п}}{dx} = - \frac{1}{\rho_{пвс,п}} \cdot \frac{dp}{dx} \quad (14)$$

Уравнения движения дисперсной фазы в проекции на оси  $x$  и  $z$  запишем следующим образом:

$$\frac{d\omega_{ж.x,j}}{dx} = -C_{s,j} \frac{3}{4} \frac{\rho_{пвс,ф}}{\rho_{ж} d_k} \frac{\omega_{отн.x,j}}{\omega_{ж.x,j}} \omega_{отн.j} \quad (15)$$

$$\frac{d\omega_{ж.z,j}}{dx} = -C_{s,j} \frac{3}{4} \frac{\rho_{пвс,ф}}{\rho_{ж} d_k} \frac{\omega_{отн.z,j}}{\omega_{ж.x,j}} \omega_{отн.j} - \frac{g \cdot (\rho_{ж} - \rho_{пвс,ф})}{\omega_{ж.x,j} \cdot \rho_{ж}}, \quad (16)$$

где  $C_{s,j}$  – коэффициент сопротивления капли  $j$ -той кольцевой конической струйки;

$d_k$  – средний объемно-поверхностный (заутеровский) диаметр капель, м;

$\omega_{отн.j}$  – относительная скорость в  $j$ -й кольцевой конусной струйке, м/с;

$\omega_{отн.x,j}$ ,  $\omega_{отн.z,j}$  – относительная скорость в  $j$ -й кольцевой конусной струйке в проекции на ось  $x$  и  $z$  соответственно, м/с.

$$\omega_{отн.x,j} = \omega_{ж.x,j} - \omega_{пвс,ф,x}; \quad (17)$$

$$\omega_{отн.z,j} = \omega_{ж.z,j} - \omega_{пвс,ф,z}; \quad (18)$$

$$\omega_{отн.j} = \sqrt{\omega_{отн.x,j}^2 + \omega_{отн.z,j}^2}; \quad (19)$$

В работе [5] коэффициент сопротивления  $C_s$ , предложено определять по формуле

$$C_S = \frac{\mu_{пвс}}{\mu_{ж} + \mu_{пвс}} \cdot \left[ \frac{\mu_{ж}}{\mu_{пвс}} \cdot \left( \frac{24}{Re} + \frac{4}{Re^{0.33}} \right) + \frac{14.9}{Re^{0.73}} \right]; \quad (20)$$

где  $\mu_{пвс}$ ,  $\mu_{ж}$  – коэффициент динамической вязкости пвс и жидкости, соответственно, Па·с;  
 $Re$  – число Рейнольдса.

Число Рейнольдса в  $j$ -той кольцевой конической струйке рассчитывается по формуле [1, с.25]:

$$Re_j = \frac{d_k \cdot (\omega_{ж,j} - \omega_{пвс,ф})}{\nu_{пвс,ф,j}} \quad (21)$$

$$\text{где } \omega_{ж,j} = \sqrt{\omega_{ж,x,j}^2 + \omega_{ж,z,j}^2};$$

$\nu_{пвс,ф,j}$  – коэффициент кинематической вязкости пвс  $j$ -той кольцевой струйки.

Математическую модель тепломасообмена для этой зоны составляет дифференциальное уравнение изменения диаметра капель по длине аппарата, уравнение изменения температуры жидкости и уравнение сохранения энергии. Особенностью расчета тепломасообмена при конденсации паров бензина на каплях рассола является наличие среды в пвс, которая не конденсируется – воздуха. Воздух создает существенное сопротивление переносу паров к поверхности конденсации. Другой особенностью является то, что вдоль рабочей зоны всего аппарата конденсируется пар, находящийся в состоянии насыщения.

Уравнение изменения диаметра капель по длине аппарата записывается в виде:

$$\frac{d(d_k)}{dx} = \frac{2 \cdot Nu_D \cdot D \cdot (\rho'_{п.ф} - \rho''_{п.ф})}{d_k \cdot \rho_{ж} \cdot \omega_{ж,x}} \quad (22)$$

где  $d_k$  – диаметр капель, м;  $Nu_D$  – диффузионное число Нуссельта;  $\rho'_{п.ф}$ ,  $\rho''_{п.ф}$  – концентрация паров в факеле и возле поверхности капель соответственно, кг(паров)/м<sup>3</sup>(пвс);  $\rho_{ж}$  – плотность рассола, кг/м<sup>3</sup>;  $D$  – коэффициент диффузии, м<sup>2</sup>/с.

Изменение температуры газа вследствие его взаимодействия с каплями жидкости учитывается с помощью уравнения сохранения энергии:

$$\frac{d(H_{пвс,п} + H_{пвс,ф} + H_{ж})}{dx} = 0, \quad (23)$$

где  $H_{пвс,п}$ ,  $H_{пвс,ф}$  – энтальпия паровоздушной смеси в зоне периферийного течения и в факеле соответственно;  $H_{ж}$  – энтальпия капель жидкости.

Изменение температуры жидкости по длине аппарата описывается уравнением:

$$\frac{dT_{ж}}{dx} = \frac{6 \cdot Nu \cdot \lambda_{пвс} \cdot (T_{г,ф} - T_{ж})}{\frac{d_k^2 \cdot Cp_{ж} \cdot \rho_{ж} \cdot \omega_{ж,x}}{3 \cdot L \cdot \rho_{ж}} \cdot \frac{d(d_k)}{dx}} \quad (24)$$

где  $T_{ж}$  – температура жидкости, К;  
 $Nu$  – тепловое число Нуссельта;  
 $\lambda_{пвс}$  – теплопроводность пвс, Вт/(м·К);  
 $T_{г,ф}$  – температура пвс в факеле, К;  
 $Cp_{ж}$  – удельная теплоемкость рассола, Дж/(кг·К);  
 $L$  – удельная теплота конденсации паров бензина, Дж/кг.

Диффузионное и тепловое числа Нуссельта рассчитывались по формулам Фреслинга и Дрейка соответственно, которые рекомендованы в работе [4].

Зона циркуляционного течения. Данная зона (рис.1) возникает в случае, если расход потока пвс ограничивается гидравлическим сопротивлением в подводящих трубопроводах. В этом случае пвс всасывается не через всю внешнюю боковую поверхность свободного факела, а лишь через ее часть. Зона циркуляции начинается в сечении, где скорость периферийного потока  $\omega_{(пвс,п)}$  становится равной нулю, и заканчивается в сечении смачивания. В этой области присутствует циркуляционный поток, который возникает по причине того, что в сечении смачивания в факеле скачкообразно увеличивается давление. Это обуславливает разворот части периферийного потока пвс, который обладает наименьшей величиной количества движения.

Известно, что циркуляционный поток проникает внутрь факела и продолжается до сечения смачивания [4]. Для упрощения математического описания примем, что циркуляционный поток находится в области, ограниченной стенками аппарата и боковой поверхностью факела.

Поскольку в зоне циркуляции  $\omega_{(пвс,п)}=0$  и  $r=\text{const}$ , уравнение (14) исключается, а уравнение (7) запишется несколько иначе:

$$\frac{d}{dx} (G_{пвс,ф} + G_{конд}) = 0, \quad (25)$$

где  $G_{конд}$  – массовый расход конденсата, кг/с.

Уравнения сохранения импульса в проекции на оси  $x$  и  $z$  для второй зоны:

$$\frac{d \left( G_{пвс,ф} \omega_{пвс,ф,x} + \sum_{j=0}^J G_{ж,j} \omega_{ж,x,j} \right)}{dx} = 0; \quad (26)$$

$$\frac{d \left( G_{пвс,ф} \omega_{пвс,ф,z} + \sum_{j=0}^J G_{ж,j} \omega_{ж,z,j} \right)}{dx} = -g \cdot \sum_{j=0}^J \frac{G_{ж,j}}{\omega_{ж,x,j}} - g \cdot \sum_{j=0}^J \frac{G_{пвс,ф,j}}{\omega_{ж,x,j}}. \quad (27)$$

Замыкают систему уравнений этой зоны уравнения (3), (4), (15), (16), (22), (24), которые остаются без изменений.

Уравнение (23) запишется в виде:

$$\frac{d(H_{пвс,ф} + H_{ж})}{dx} = 0 \quad (28)$$

Область ограниченного течения. В области ограниченного течения часть жидкости выпадает на стенки аппарата.

На границе перехода к третьей зоне течения вследствие резкого торможения потока скачкообразно изменяются давление и скорость газа, при этом справедлива зависимость

$$\Delta p = \rho_{пвс,ф} \cdot \omega_2 \cdot (\omega_2 - \omega_3), \quad (29)$$

где  $\omega_2$  и  $\omega_3$  – скорости газа во второй и третьей зонах на границе этих зон, м/с.

Учет выпадения струек на стенки аппарата реализуется в виде условия сравнения:

$$\text{при } f_{ф,j} \geq f \quad J_{max} = j - 1 \quad (30)$$

Поскольку периферийное течение газа отсутствует, уравнения (1) и (7) несколько изменяются:

$$f = f_{\phi}; \quad (31)$$

$$\frac{d(\sum_{j=0}^{J_{max}} G_{пвс.ф.j} + G_{конд})}{dx} = 0 \quad (32)$$

Уравнения сохранения импульса для третьей зоны в проекции на оси  $x$  и  $z$ :

$$\frac{d\left(\sum_{j=0}^{J_{max}} G_{пвс.ф.j} \omega_{пвс.ф.x} + \sum_{j=0}^{J_{max}} G_{ж.j} \omega_{ж.x.j}\right)}{dx} = -f \cdot \frac{dp}{dx}; \quad (33)$$

$$\frac{d\left(\sum_{j=0}^{J_{max}} G_{пвс.ф.j} \omega_{пвс.ф.z} + \sum_{j=0}^{J_{max}} G_{ж.j} \omega_{ж.z.j}\right)}{dx} = -g \cdot \sum_{j=0}^{J_{max}} \frac{G_{ж.j}}{\omega_{ж.x.j}} - g \cdot \sum_{j=0}^{J_{max}} \frac{G_{пвс.ф.j}}{\omega_{ж.x.j}} \quad (34)$$

Уравнение (14) исключается. Дополняют систему уравнения (3), (4), (15), (16), (22), (25), (28), которые остаются без изменений.

Приведенный алгоритм учета выпадения струек на стенки теплообменника справедлив лишь для аппарата имеющего аксиальную симметрию. Если факел и аппарат не имеют аксиальной симметрии, например при многофорсуночном орошении, учет выпадения струек предлагается выполнять по алгоритму, который приведен в работе [5].

Начальные условия. Начальные координаты струек определяются из допущения, что вершина факела помещена в начало координат (рис.2).

$$\begin{cases} x_0 = b \cdot \cos(\gamma_j) \\ z_{0,j} = x_0 \cdot \operatorname{tg}(\gamma_j) \end{cases}, \quad (35)$$

где  $b$  - расстояние от начала координат вдоль образующей конуса, которая вместе с осевой линией образует угол  $\gamma_j$ ;

$\gamma_j$  - угол между осевой линией и образующей  $j$ -й конусной струйки, на которые разбивается факел.

На расстоянии  $b$  завершается формирование капельного потока (рис. 2). В [1] получено следующее выражения для определения  $b$ :

$$b = 0.79 \cdot \frac{d_c}{\sin(\gamma_j)}, \quad (36)$$

где  $d_c$  - диаметр сопла.

Скорость жидкости на расстоянии  $x_0$  от начала координат согласно [4] рассчитывается по уравнению:

$$\omega_{ж0,j} = \omega_{0,j} \cdot \frac{\sin^2(\gamma_j)}{2 \cdot (1 - \cos(\gamma_j))}, \quad (37)$$

где  $\omega_{0,j}$  - скорость капель на срезе сопла.

Площадь сечения факела с углом раскрытия  $2\gamma_j$  на расстоянии  $x_0$  от начала координат определяется по формуле:

$$f_{\phi0,j} = \pi \cdot z_{0,j}^2 \quad (38)$$

Начальное значение объемной концентрации капель в  $j$ -й конусной струйке рассчитывается по формуле (11).

Начальное значение скорости периферийного паровоздушного потока:

$$\omega_{пвс.п0} = \frac{Q_{пвс}}{f - f_{\phi0,j}}, \quad (39)$$

где  $Q_{пвс}$  - объемный расход пвс.

Начальное значение скорости пвс в струйках:

$$\omega_{пвс.ф0,j} = \omega_{ж0,j} \sqrt{\frac{d_c}{(b-a) \cdot \frac{\sin(\gamma_j)}{\sin(\gamma_j)} + d_c}}, \quad (40)$$

где  $a$  - расстояние от начала координат до среза сопла вдоль образующей конуса (рис. 2).

$$a = \frac{d_c}{2 \cdot \sin(\gamma_j)} \quad (41)$$

Проекция начальной скорости жидкости и пвс в факеле на оси  $x$  и  $z$  соответственно:

$$\begin{cases} \omega_{жx0,j} = \omega_{ж0,j} \cdot \cos(\gamma_j) \\ \omega_{жz0,j} = \omega_{ж0,j} \cdot \sin(\gamma_j) \end{cases} \quad (42)$$

$$\begin{cases} \omega_{пвс.фx0,j} = \omega_{пвс.ф0,j} \cdot \cos(\gamma_j) \\ \omega_{пвс.фz0,j} = \omega_{пвс.ф0,j} \cdot \sin(\gamma_j) \end{cases} \quad (43)$$

Скорость капель  $\omega_{-}(0,j)$ , корневой угол факела  $2\gamma_j$ , диаметр капель  $d_k$  следует определять по эмпирическим уравнениям для каждого распылителя.

Ввиду отсутствия аналитического решения, приведенная система дифференциальных уравнений решалась численным методом. Наиболее простым является метод Эйлера. Численное решение приведенной системы уравнений реализовано на встроенном языке программирования математического пакета Mathcad.

Рассчитаны гидродинамические параметры факела, в котором дисперсной средой является водный раствор соли, а дисперсионной - паровоздушная смесь. Расчеты проводились для двух случаев: 1) температура водного раствора соли равна температуре пвс, тепломассообмен между средами отсутствует; 2) температура водного раствора соли значительно меньше температуры пвс, тепломассообмен в расчетах учитывается.

На рисунке 3 представлена гидродинамическая картина в эжекционном аппарате при различных расходах пвс с учетом и без учета тепломассообменных процессов. Моделирование осуществлялось при следующих параметрах: угол раскрытия факела  $60^\circ$ ; аппарат имеет цилиндрическую форму с диаметром 31 см и длиной 0.7 м; производительность форсунки 0.7 м<sup>3</sup>/ч; избыточное давление перед форсункой 0.3 МПа; диаметр сопла 4.55 мм; температура рассола  $-20^\circ\text{C}$ , начальная температура пвс  $20^\circ\text{C}$ .

На рис. 3а, г представлены графики изменения скорости пвс по длине зоны свободного факела. Особенностью гидродинамической картины в данной зоне является присутствие двух потоков пвс - в факеле и в зоне периферийного течения. В области свободного факела практически весь паровоздушный поток всасывается через боковую поверхность

факела жидкости. Результаты расчетов показали, что в этой области скорость потока пвс в факеле  $\omega_{(пвс.ф)}$  уменьшается в несколько раз. Это объясняется увеличением площади сечения факела при его раскрытии. Длина зоны свободного факела тем больше, чем больше расход пвс. Учет теплообмена приводит к уменьшению скорости пвс в факеле (рис. 3а, сплошные кривые). Это объясняется сжатием паровоздушного потока вследствие уменьшения его температуры при обмене теплом с рассолом. Скорость периферийного потока  $\omega_{(пвс.п)}$  в случае учета теплообмена больше (рис. 3г). Увеличивается также длина зоны свободного факела.

График на рис. 3в показывает, что при отсутствии теплообмена скорость пвс  $\omega_{(пвс.ф)}$  по длине зоны ограниченного течения не меняется. При учете теплообмена в расчетах наблюдается уменьшение скорости пвс по длине зоны ограниченного течения вследствие уменьшения температуры при обмене теплом с каплями рассола (рис. 3в).

В данной работе проведены теоретические исследования влияния тепломассообменных процессов на гидродинамические характеристики газожидкостного факела в горизонтальном эжекционном аппарате. Исследования проводились по приведенной математической модели, представляющей собой систему дифференциальных уравнений, которая включает: уравнение сохранения импульса, уравнение движения, уравнение баланса массы, уравнение сохранения энергии, уравнение изменения температуры жидкости по длине аппарата, уравнение изменения диаметра капель. Сделаны следующие допущения: капли распыла монодисперсны и движутся в пределах двумерного пространства, эффекты дробления и коалесценции капель не учитывались, поле скоростей пвс в выбранном сечении является однородным, циркуляционный поток не проникает в факел, а находится в пространстве между факелом и стенкой аппарата. Ввиду громоздкости и сложности математического описания, было сделано допущение, связанное с представлением факела распыла как тела вращения с осью, совпадающей с осью форсунки.

Построены графики изменения скорости движения пвс по длине аппарата для различных его зон с учетом и без учета тепломассообменных процессов. Установлено, что расчет скорости пвс без учета тепломассообмена приводит к ошибкам до 25 % по сравнению с расчетом, который учитывает тепломассообмен между средами. Полученные результаты могут быть использованы при конструктивном оформлении аналогичных эжекционных аппаратов для пищевой промышленности.

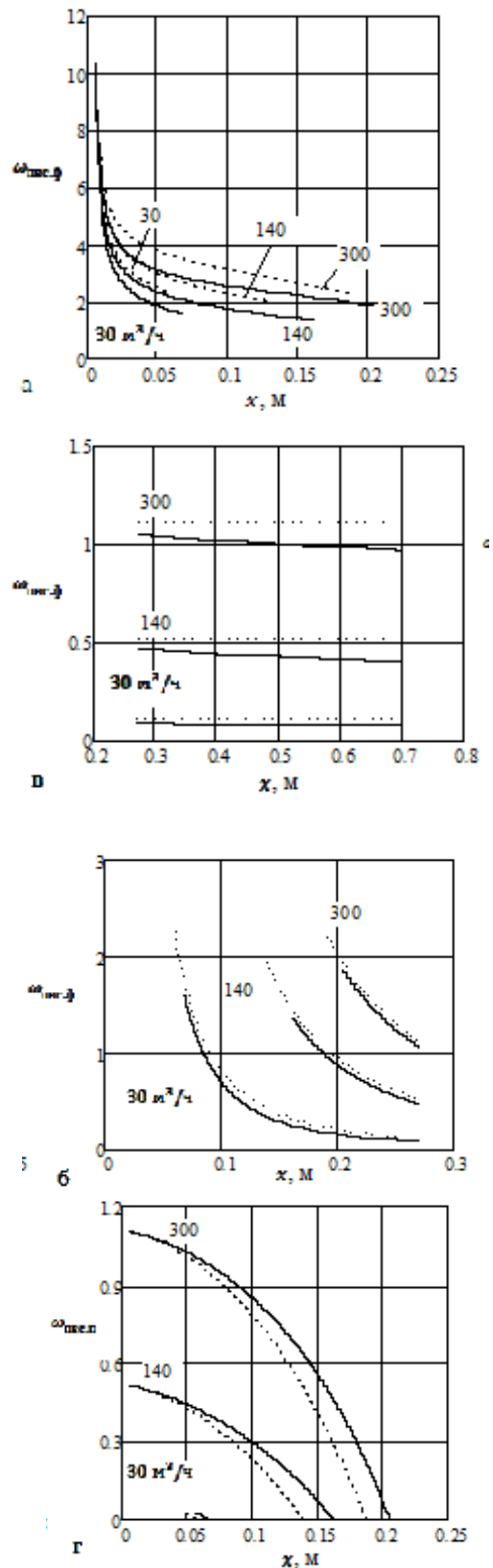


Рис. 3. Результаты расчетов скорости пвс по длине аппарата: а, г – зона свободного факела; б – зона циркуляционного течения; в – зона ограниченного течения сплошная линия – без влияния тепломассообмена; прерывистая линия с учетом тепломассообмена

## СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Барилевич В.А. Основы термогазодинамики двухфазных потоков и их численное решение: Учебное пособие. – СПб.: Изд. Политехнического университета, 2009. – 425 с.
2. Патент 15134 А Украина, МКИ F 28 С 1/00. Ежекційна градирична та способ її роботи / Кологри-вов М.М., Грандов А.А., Угольникова Н.П., Нянкина Е.Е., Серебрянский П.В. Одеська держ. акад. холоду – Заявл. 26.10.93, Опубл. 30.06.97, Бюл. № 3, видан 04.12.96. на 3стр.
3. Свидетельство 0555542 Ассоциационного комитета изобретений “Привилегия”. Абсорбционно-конденсационный метод и устройство для очистки потока и выделения из него компонентов / Кологривов М.М., Котенко С.В. - Приоритет 19.02.1993, Бюл. № 2, Москва, 1993.
4. Галустов В.С. Прямоточные распылительные аппараты в теплоэнергетике. – М.: Энергоатомиздат, 1989. – 240 с.
5. Пажи Д. Г., Галустов В. С. Основы техники распыливания жидкости. – М.: Химия, 1984. – 253 с.

УДК 519.6

**БОШКОВА И.Л., к.т.н., доцент, ГЕОРГИЕШ Е.В., ассистент,  
КОЛЕСНИЧЕНКО Н.А., аспирантка**

Институт холода, криотехнологий и экоэнергетики имени проф. В.С. Мартыновского  
Одесской национальной академии пищевых технологий

## **МАТЕМАТИЧЕСКИЕ МОДЕЛИ ТЕПЛОПЕРЕНОСА В ДВИЖУЩЕМСЯ ПЛОТНОМ СЛОЕ ПРИ МИКРОВОЛНОВО-КОНВЕКТИВНОМ И МИКРОВОЛНОВОМ НАГРЕВЕ**

Анализируются двухкомпонентные математические модели, описывающие тепломассоперенос в слое с внутренними источниками (стоками) теплоты, обусловленными действием микроволнового поля. Приведены результаты расчетов температур газового и твердого компонентов по высоте сушилки в зависимости от мощности магнетронов, коэффициента ослабления, скорости воздуха и слоя.

**Ключевые слова:** теплоперенос, моделирование, дисперсные среды, сушилка, микроволновой нагрев, скорость, газ, твердые частицы, температура.

Double-base mathematical models are analysed, describing heat and mass transfer in a layer with the internal sources (flows) of warmth, conditioned by the action of the microwave field. Results over of calculations of temperatures gas and hard components on the height of dryer depending on power of magnetrons, coefficient of weakening, speed of air and layer are brought.

**Keywords:** heat transfer, modeling, disperse medium, a dryer, a microwave heating rate, gas, particulate, temperature.

Математическому описанию процессов переноса теплоты и массы в слоях, фильтруемых газом или жидкостью, уделяется большое внимание. В общем случае такое описание не может быть выполнено на основании представлений механики сплошных сред вследствие макроскопической неоднородности дисперсных систем. Континуальное приближение правомерно лишь в случаях, когда структурный размер элементов дисперсной среды значительно меньше линейного масштаба изменения средних температур и концентраций [1,2]. Такое условие выполняется во многих интересных для практики задачах о тепломассопереносе в дисперсных средах. В связи с этим возникает необходимость формулировки уравнений сохранения теплоты и массы для континуумов, моделирующих компоненты системы либо систему в целом. Широкое распространение получили феноменологические однокомпонентные гомогенные модели, позволяющие получить аналитические решения различных задач теплопереноса. В таких моделях посту-

лируется равенство температур компонентов. Между тем, при определенных условиях (при протекании в слое реакций с большим тепловым эффектом, кратковременных нестационарных процессах, низкой интенсивности межкомпонентного теплообмена, высокой каркасной теплопроводности слоя) температуры компонентов могут существенно различаться. В таких случаях используют двухкомпонентные гомогенные модели, в которых слой рассматривается как система, состоящая из двух квазисплошных компонентов, между которыми протекают межкомпонентные процессы тепло- и массообмена (например, [3-7]. В [10] система уравнений теплопереноса для двухкомпонентных моделей сводилась к некоторому эквивалентному уравнению. Сопоставление одно- и двухкомпонентных моделей показало, что использование однокомпонентных моделей в кратковременных процессах, при интенсивном тепловыделении, высоком термическом сопротивлении межкомпонентного теплообмена приводит к существенным ошибкам в предсказании температур [8-10, 12-14]. Известные в литературе модели теплопереноса при наличии внутренних источников теплоты справедливы для свободного слоя, модели для слоя с погруженными поверхностями отсутствуют.

В данной работе рассматривается возможность применения двухкомпонентных математических моделей для описания тепломассопереноса в слое с внутренними источниками (стоками) теплоты, обусловленными действием микроволнового поля, при отсутствии погруженных поверхностей. На основании этих моделей получены аналитические зависимости для распределения температур компонентов продуваемого слоя с источниками теплоты и погруженными поверхностями, в движу-