

**РАСЧЕТ ПАРАМЕТРОВ ФОРМИРОВАНИЯ  
ЖИДКИХ ПРОСТРАНСТВЕННЫХ СТРУЙ  
И ОПТИМИЗАЦИЯ ТЕПЛООБМЕНА  
В ПРОЦЕССАХ КРИОФРАКЦИОНИРОВАНИЯ**

**И.Е. Шабанов, А.В. Жучков, М.В. Мальцев,  
К.Л. Соколов, Ю.Н. Кузовенко**

*Кафедра «Машины и аппараты химических производств»,  
ФГБОУ ВПО «Воронежский государственный университет  
инженерных технологий», г. Воронеж; tks36@mail.ru*

*Представлена членом редколлегии профессором С.И. Дворецким*

**Ключевые слова и фразы:** жидкие пространственные струи; заполнение реакционного пространства; конструктивные параметры; криофракционирование; нагрев; параметры процессов.

**Аннотация:** Рассмотрена возможность применения жидких пространственных струй в процессах криофракционирования химико-фармацевтического сырья. Предложены методы расчета таких основных характеристик процессов, как распределение давления технологической жидкости в каналах устройства, толщина и температура пленки жидкости, время заполнения и нагрева реакционного пространства. Получены зависимости для расчета оптимальных конструктивных параметров устройств, для формирования жидких пространственных струй.

---

Применение устройств для формирования жидких пространственных струй [11] в различных процессах криофракционирования химико-фармацевтического сырья является перспективным направлением совершенствования различных технологий [5, 6]. Главными и существенными их достоинствами являются возможности обеспечения предельно больших расходов как по газовой, так и по жидкой фазам, при этом создаваемые пространственные струи жидкости в виде тонких пленок с высокой поверхностью контакта фаз позволяют максимально эффективно осуществлять процессы тепло- и массообмена [2]. Несмотря на очевидные достоинства такие устройства в настоящее время пока не нашли широкого применения прежде всего из-за отсутствия теоретических описаний, экспериментальных исследований с реальными средами и прикладных методов их расчета. Наиболее важными при этом являются зависимости, которые определяют конструктивные параметры устройств для формирования струй, геометрические и гидродинамические характеристики формируемых жидких пленок и параметры, определяющие теплообмен в движущихся пленках [7].

В химико-фармацевтических производствах, где перерабатываются термолabile продукты, не допускающие перегрева, необходимо учитывать аномальность вязкости и изменение теплофизических характеристик жидкостей. При решении научных задач, целью которых является разработка методов проектирова-

ния устройств, необходимо найти: оптимальные конструктивные характеристики каналов устройства; закономерность распределения давления технологической жидкости в каналах устройства; время истечения технологической жидкости, выдаваемой устройством; толщину пленки технологической жидкости; время, необходимое для заполнения реакционного пространства; температуру пленки жидкости, стекающей по стенке аппарата в реакционное пространство; высоту формируемой устройством струи жидкости; время нагрева технологической жидкости в реакционном пространстве аппарата.

Толщина пленки технологической жидкости, являющейся неньютоновской, во многом зависит от конфигурации и геометрических размеров распределительных и формирующих каналов устройств [1] для их выдачи в реакционное пространство аппарата. Поэтому важно максимально соблюсти условие равенства гидравлических сопротивлений по всем траекториям движения элементарных потоков технологической жидкости и минимально возможные размеры и площади поверхностей каналов [12, 15]. При этом необходимо, чтобы параметр однородности течения  $W$  во всех условных элементарных каналах устройства был не ниже некоторого допустимого значения  $[W]$ . Схема выделенного условного  $i$ -го элементарного канала показана на рис. 1.

При решении подобных задач, для проектирования устройств [14], заданными обычно являются:  $\omega$  – ширина формирующего канала;  $d_d$  – внутренний диаметр распределительного канала;  $d_{pi}$  – внешний диаметр распределительного канала;  $M_{эi}$  – эффективная вязкость насыщенного экстрагента. Примем допущение, что эти элементарные каналы являются кольцевыми цилиндрическими, тогда их геометрические константы определим в виде (1)

$$K_i = \frac{(d_d + d_{pi})(d_{pi} - d_d)}{96H} \quad (1)$$

Запишем выражение для расходов в выделенных условных каналах, представляющих собой цилиндрические кольцевые каналы,

$$q_i = \frac{(p_{пр} - p_{11})(d_d + d_{pi})(d_{pi} - d_d)}{96H\mu_{эi}} \quad (2)$$

Для получения равнотолщинной пленки экстрагента необходимо соблюдать условия равенства скоростей, которые количественно могут быть определены от-

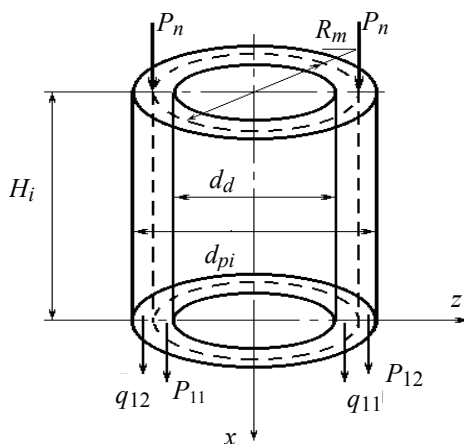


Рис. 1. Схема элементарного (конвергентного) канала в распределительной части устройства

ношением удельных расходов во всех точках поперечного сечения любого  $i$ -го канала:

$$\frac{q_{\min}}{q_{\max}} = W; \quad W \geq [W]. \quad (3)$$

После подстановки (1) и (2) в выражение (3) и ряда преобразований получим

$$[W] = \frac{\frac{h(d_d + d_{pi})^3}{H(d_\phi - d_d - 2R)^3} + \frac{\mu_{\text{э}i}}{\mu_{\text{э}i} + 1}}{\frac{h(d_{pi} - d_d)^3}{H(d_\delta - 2l - d_d)^3} + \frac{\mu_{\text{э}i}}{\mu_{\text{э}i} + 1}}, \quad (4)$$

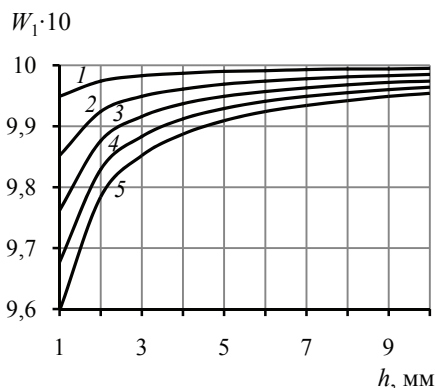
где  $H$  – высота распределительного канала, м;  $h$  – высота подающего канала, м;  $d_\phi$  – диаметр подающего канала, м.

На основании выражения (4) получены расчетные значения параметра однородности при истечении экстрагента из формирующих каналов различной длины  $h$  и ширины щели в канале  $\omega$ , графические зависимости представлены на рис. 2.

Полученное выражение (4) позволяет определять оптимальные значения таких геометрических параметров, как  $\omega$ ,  $h$ ,  $H$ ,  $d$ .

Следует отметить, что закономерность изменения  $W$  от  $h$  для всех исследованных каналов является идентичной. Причем для течения через узкие щели характерны более высокие значения параметра однородности при одних и тех же диаметрах формирующего канала, чем при истечении через широкие. Для каналов длиной  $h < 3$  мм отмечается резкое снижение параметра однородности практически для всех значений ширины  $\omega$ . В достаточно широком интервале  $h$  (от 3 до 8 мм) наблюдается плавное увеличение параметра однородности в диапазоне его высоких значений от 0,985 до 0,995. При  $h > 8$  мм параметр однородности для всех значений ширины щели становится очень близким к единице.

Это объясняется тем, что в канале с постоянным поперечным сечением скоростной профиль выравнивается, и упругая деформация, полученная жидкостью при входе из распределительного в формирующий канал, постепенно стабилизируется.



**Рис. 2. Зависимость параметра однородности течения от высоты и ширины канала устройства, подающего технологическую жидкость в аппарат:**  
 1 –  $W = 0$ ; 2 –  $d = 0,15$ ; 3 –  $d = 0,25$ ;  
 4 –  $d = 0,35$ ; 5 –  $d = 0,45$

Определяющей величиной, от которой зависят параметры подаваемой в реакционное пространство пленки технологической жидкости, является ее давление  $P(z)$  в каналах устройства, поэтому требуется установить закономерность распределения избыточного давления  $P_{\text{и}}$ . Для этого изменения удельного расхода  $q(z)$  в поперечном сечении распределительного канала вдоль оси  $z$  запишем в виде

$$q(z) = K \frac{P(z)}{\mu_3}. \quad (5)$$

Тогда получим

$$\lambda \int_z^b P(z) dz = - \frac{dP(z)}{dz}, \quad (6)$$

где геометрическая константа имеет вид

$$\lambda = \frac{h(d_d + d_{pi})(d_{pi} - d_d)^3}{H(d_d + \delta + d_{\phi})(d_{\phi} - d_d - 2W)^2}, \quad (7)$$

где  $\delta$  – ширина подающего канала, м.

В результате решения уравнения (7) получено выражение (8), которое является функцией распределения давления технологической жидкости вдоль распределительного канала устройства для формирования пространственных струй

$$P(z) = \frac{e^{z\sqrt{\lambda}} + e^{-z\sqrt{\lambda}} e^{H_0\sqrt{\lambda}}}{1 + e^{H_0\sqrt{\lambda}}}. \quad (8)$$

На основе расчетных данных по выражению (8) построены графические зависимости, представленные на рис. 3, анализ которых позволяет заключить, что высота распределительного канала  $H$  в значительной степени влияет на падение давления по его периметру. Поэтому для оптимизации гидравлических сопротивлений в каналах следует проектировать устройства, геометрические размеры которых соответствовали бы  $[W]$ , полученному из выражения (4), и распределению давления, полученному из закономерности (8).

При этом проектно-конструкторские решения заключаются в отыскании на основе зависимостей (4) и (8) такой конфигурации канала с закономерностью изменения  $H = f(z)$ , которая обеспечит требуемые время, скорость истечения и параметры выдаваемой пленки технологической жидкости, продиктованные условиями технологического процесса.

Зная закон распределения давления, необходимо определить время истечения технологической жидкости, выдаваемой устройством.

При истечении жидкости в реакционное пространство из отверстия кольцевого сечения площадью  $f$  элементарный объем  $dQ$  подаваемой в аппарат технологической жидкости за бесконечно малый промежуток времени  $dt$  определяется зависимостью

$$dQ = \lambda_c f v_{и} dt, \quad (9)$$

где  $\lambda_c$  – коэффициент расхода, зависящий от напора, формы, размеров отверстия;  $f$  – площадь сечения пленки,  $m^2$ ;  $v_{и}$  – скорость истечения жидкости, м/с.

При этом, учитывая то, что движущаяся пленка жидкости в пространстве аппарата не претерпевает значительных деформаций, будем считать, что изменение ее вязкости в этих условиях пренебрежимо малы и поэтому вязкость жидкости является постоянной.

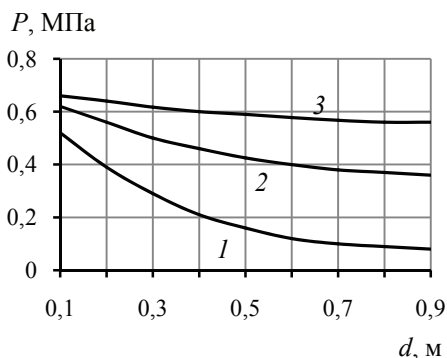
За этот промежуток времени объем в аппарате изменится на  $dV$

$$dV = -FdH, \quad (10)$$

$F$  – площадь сечения аппарата,  $m^2$ ; при этом объем, вытекающий за время  $dt$ , равен изменению объема в аппарате

$$dQ = dV \quad (11)$$

после подстановки выражений (9) и (10) выражение (11) перепишем в виде



**Рис. 3. Изменения давления технологической жидкости по периметру распределительного канала при различных его высотах:**

1 –  $H = 15$ ; 2 –  $H = 20$ ; 3 –  $H = 30$

$$\lambda_c f v_n dt = -F dH. \quad (12)$$

Скорость истечения жидкости  $v_n$ , например, для водных экстрактов, изменение вязкости для которых пренебрежимо мало, может быть определено на основе уравнения Бернулли в виде

$$v_n = \frac{2g \left( H + \frac{P_n}{\rho g} - \frac{P_a}{\rho g} \right)^{1/2}}{1 - \left( \frac{f}{F} \right)^2}, \quad (13)$$

где  $P_n$  – избыточное давление, Па;  $P_a$  – атмосферное давление, Па;  $\rho$  – плотность жидкости, кг/м<sup>3</sup>.

Подставив (13) в равенство (12), получим

$$\lambda_c f dt = - \frac{F \left[ 1 - \left( \frac{f}{F} \right)^2 \right]}{2g \left( H + \frac{P_n}{\rho g} - \frac{P_a}{\rho g} \right)^{1/2}} dH. \quad (14)$$

Полное время истечения дозы жидкости определим в результате интегрирования выражения (14) в пределах времени от 0 до  $\tau_d$  (времени истечения требуемого объема) и высоты столба жидкости от  $H_0$  до  $H_d$  (высоты, определяющие выдаваемый объем). При этом необходимо учитывать законы изменения площадей  $F$  и  $f$  в зависимости от конструктивных особенностей устройства для выдачи пленки технологической жидкости.

Зависимость (14) решить в явном виде не представляется возможным, поэтому для нахождения времени истечения требуемой дозы жидкости на основе выражения (14) можно воспользоваться, например, приближенным методом Симпсона, дающим вполне удовлетворительные для практического применения результаты.

После того как определены параметры пленки технологической жидкости, истекающей из устройства на внутреннюю поверхность аппарата, где происходит ее нагрев от теплоносителя в рубашке, необходимо найти ее температуру после заполнения реакционного пространства.

Время заполнения реакционного пространства аппарата

$$\tau_1 = \frac{\rho_1 \pi D^2 H}{4G_1}, \quad (15)$$

где  $\tau_1$  – время заполнения обогреваемого объема, должно быть согласованно с временем, определенным на основании выражения (14), с;  $\rho_1$  – плотность технической жидкости, кг/м<sup>3</sup>;  $G_1$  – расход жидкости, кг/с;  $D$  – диаметр аппарата, м;  $H$  – высота нагреваемого участка аппарата, м.

Определим конечную температуру пленки жидкости  $t_3$ , стекающей по стенке аппарата в реакционное пространство

$$t_3 = \theta - \Delta t_2, \quad (16)$$

где  $\Delta t_2$  – температурный напор в нижней части стекающей пленки, °С,

$$\Delta t_2 = \Delta t_1 \left[ 1 - \exp \left( - \frac{k_2 \pi D H}{C_1 G_1} \right) \right], \quad (17)$$

$\Delta t_1$  – разность температур теплоносителя и технологической жидкости, °C;  $\theta$  – температура теплоносителя в рубашке аппарата, °C;  $k_2$  – коэффициент теплопередачи к стекающей пленке, Вт/(м<sup>2</sup>·K);  $C_1$  – теплоемкость термолabileйной жидкости, Дж/кг.

Уравнение теплового баланса в процессе заполнения основной части аппарата для времени  $d\tau$ :

$$C_1 G_1 (\theta - t_1) \left[ 1 - e^{\left( \frac{-k_2 \pi D (H-x)}{C_1 G_1} \right)} \right] d\tau + k_1 (\pi D x + S_k) (\theta - t) d\tau = C_1 \rho_1 \left( \frac{\pi D^2}{4} \right) x dt, \quad (18)$$

или

$$C_1 \rho_1 \left( \frac{\pi D^2}{4} \right) x \frac{dt}{d\tau} = C_1 G_1 (\theta - t_1) \left[ 1 - e^{\left( \frac{-k_2 \pi D (H-x)}{C_1 G_1} \right)} \right] + k_1 (\pi D x + S_k) (\theta - t), \quad (19)$$

где  $x$  – текущее значение уровня жидкости в аппарате, м.

Температура жидкости в конце процесса заполнения  $t_4$  определяется при интегрировании (19) в пределах  $\tau \in (0; \tau_2)$  и начальных условиях  $t(0) = 20$ , с учетом зависимости, представленной на рис. 4.

Как следует из рис. 4, значительный эффект от нагревания пленки технологической жидкости, стекающей по стенке аппарата, проявляется при сравнительно небольших ее расходах (до 0,5 кг/с), что может служить в качестве эффективного приема при ведении различных тепломассообменных процессов, совмещаемых с заполнением аппаратов.

При этом толщину пленки в момент ее распределения по внутренней поверхности стенки аппарата определим исходя из условия, что ее скорость  $v_n$ , определенная по зависимости (13), которая равна или меньше некоторой критической скорости падения струи  $[v_n]$ , при этом происходит полное и равномерное распределение жидкости по стенке аппарата

$$[v_n] = v_n. \quad (20)$$

Очевидно, что расход жидкости, истекающей из формирующего канала  $Q_n$ , равен

$$Q_n = v_n b \delta_x(z), \quad (21)$$

где  $b$  – периметр в сечении пленки, который соответствует внутреннему диаметру аппарата;  $\delta_x(z)$  – толщина пленки, м.

При такой постановке задачи расход из формирующего канала устройства для выдачи жидкости  $Q_n$  не может быть задан произвольно и должен рассчитываться в зависимости от скорости истечения завесы  $v_x$  и ее толщины согласно выражения (21).

Так как пленка жидкости утоняется в результате ее растяжения [13], то в соответствии с законом Генки при растяжении струи жидко-

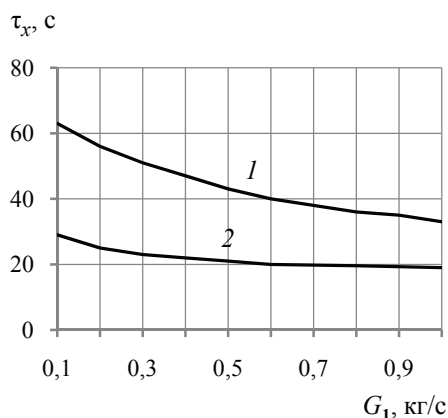


Рис. 4. Зависимость времени нагрева пленки от ее расхода и температуры:

$$1 - T_{4 \text{ кон}1}; 2 - T_{4 \text{ кон}2}$$

сти относительная деформация  $dU_{zz}$  за интервал времени  $d\tau$  равна отношению абсолютной деформации, а по сути изменению толщины пленки  $d\delta_x(z)$  в сечении  $x$  к текущему значению толщины пленки  $\delta_x(z)$  в сечении  $x$ , то есть

$$\frac{dU_{zz}}{d\tau} = \frac{[d\delta_x(z)]d\tau}{\delta_x(z)}. \quad (22)$$

При этом величина нормального растягивающего пленку жидкости напряжения  $S_{xx}$ , действующего в сечении  $x$ , в свою очередь равна отношению силы от веса жидкости  $F_{H-x}$  ниже сечения  $x$  к площади единичного сечения:

$$S_{xx} = -\frac{6\mu_0 dU_{zz}}{d\tau}; \quad (23)$$

$$S_{xx} = \frac{F_{H-x}}{\delta_x(z)}. \quad (24)$$

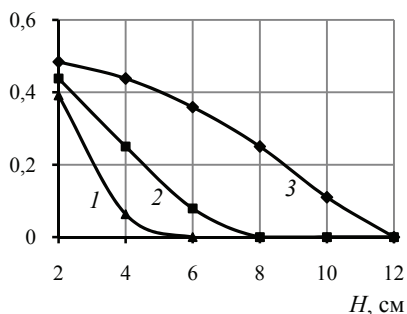
Подставив соотношения (22) и (24) в (23), проинтегрируем его в следующих пределах: в начале истечения  $\tau_0 = 0$ , релаксация пренебрежимо мала и толщина пленки равна ширине канала  $\delta(z) = \omega_n$ ; к моменту истечения со временем  $t_x$  толщина пленки, на которую действует сила  $F_{H-x}$ , от веса жидкости становится равной  $\delta_x(z)$ ; полное время истечения  $\tau_n$  соответствует моменту касания жидкости стенки аппарата, тогда сила от веса жидкости равна нулю  $F_H = 0$ :

$$6\mu_0 \int_{\delta_c}^{\delta_x(z)} d\delta_x(z) = - \int_0^{t_n} F_{H-x} d\tau. \quad (25)$$

После интегрирования (25) с учетом действующих на пленку сил получим выражение, при помощи которого можно определить толщину пленки в любом сечении  $x$  в момент времени  $\tau_x$

$$\delta_x(z) = \delta_n - \left[ \frac{Q\rho g(d_d - d_{pi})}{12\pi d_d \mu_0 v_{и}^2} (2H_x - (d_d - d_{pi})) \right]. \quad (26)$$

По формуле (26) получены расчетные значения, по которым построены графические зависимости толщины пленки  $\delta_x(z)$  от ее высоты  $H$  до соприкосновения со стенкой аппарата и начальной скорости истечения  $v_{и}$  (рис. 5). В процессе движения завесы после выхода из формирующей пленку устройства с начальной скоростью  $v_{и}$  происходит постоянное утонение, которое при некотором значении  $H$  в итоге приводит к ее разрушению. Интенсивность уменьшения толщины зависит как от начальной скорости, так и от высоты ее падения.



**Рис. 5. Изменения толщины завесы от средней скорости истечения и высоты ее падения:**

1 –  $v_{и} = 0,14$ ; 2 –  $v_{и} = 0,08$ ; 3 –  $v_{и} = 0,02$

Установлено, что начальная скорость истечения жидкости в значительной степени влияет на интенсивность уменьшения толщины пленки, ее высоту и время разрушения.



Таким образом, решение на основе зависимостей (13), (14), (26) и совместный анализ полученных значений толщины пленки, начальной скорости истечения, ее высоты падения до контакта со стенкой аппарата позволят получить оптимальные характеристики устройств и параметры ведения процесса.

Причем при высоких скоростях  $v_{и} = 0,14$  м/с (линия 1) разрушение завесы наступает очень быстро – уже на расстоянии 6 мм от губок формующего канала, при  $v_{и} = 0,08$  м/с – через 8 мм (линия 2), а при небольшой скорости  $v_{и} = 0,02$  м/с только через 12 мм (линия 3). Когда начальные скорости истечения достаточно велики (кривые 1 и 2), то и интенсивность утонения пленки с изменением высоты  $H_c$  весьма значительна. Для истечения с малой начальной скоростью ( $v_{и} = 0,02$  м/с, кривая 3) изменение толщины завесы происходит гораздо медленнее (см. рис. 5).

На основе анализа кривых (см. рис. 5) можно заключить, что для обеспечения стабильного и качественного получения завесы, особенно в тех случаях, когда требуется иметь достаточно широкий диапазон варьирования ее толщиной, а соответственно и режимов заполнения реакционного пространства, совмещенного с нагревом при  $t_1 \leq [t]$ , изменяя высоту  $H_c$ , необходимо стремиться к уменьшению начальной скорости истечения жидкости из формующего канала. Для увеличения производительности следует выбрать высокую начальную скорость истечения жидкости (линии 1, 2), но тогда требуемая толщина завесы будет получена в гораздо более узком интервале высот  $H_c$ . Полученная таким образом толщина пленки жидкости должна быть согласована с параметрами процесса теплообмена при истечении по стенке аппарата, временем заполнения реакционного пространства и нагрева всего объема жидкости до требуемой температуры.

Технологическими параметрами, от которых зависит формирование стабильной цилиндрической формы пленки жидкости, как было показано выше, являются скорость и время ее истечения. Фактором, определяющим качество и толщину пленки распределяемой по обогреваемой поверхности аппарата, является ее высота. Поэтому рассмотрим зависимость, связывающую скорость движения жидкости с координатой места расположения каждого сечения завесы:  $F_n$  – сила, необходимая для преодоления действия поверхностного натяжения при изменении поверхности раздела фаз;  $F_{pp}$  – сила реологического разбухания;  $F_{ин}$  – сила инерции;

$F_{нат}$  – сила натяжения пленки вследствие разности скоростей ее движения (рис. 6).

Примем допущение, что в процессе движения пленка жидкости имеет цилиндрическую форму, при этом претерпевает одноосное растяжение, а также будем считать, что вязкость жидкости при растяжении равна трутоновской вязкости.

Тогда основные уравнения движения пленки жидкости при ее одноосном растяжении можно записать

$$\mu_{тр} = F_p \frac{dv_x(z)/dz}{\Pi \delta_x(z)}, \quad (27)$$

где  $\Pi$  – периметр в текущем сечении пленки;  $\mu_э$  – эффективная вязкость;  $F_p$  – растягивающая пленку силу.

Тогда, изменение толщины завесы получим в виде

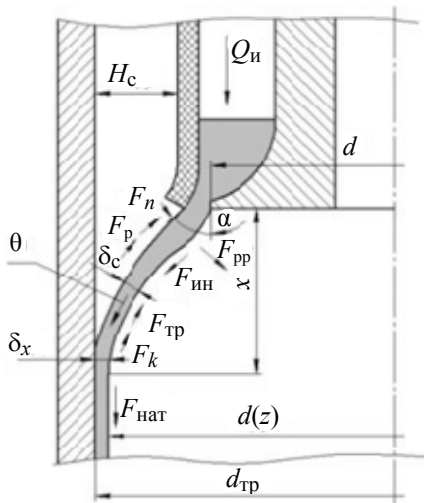


Рис. 6. Расчетная схема для определения скорости завесы



$$\delta_x(z) = \frac{F_p}{3\mu_0} \frac{dv_x(z)}{dz}. \quad (28)$$

Растягивающую силу определим, составив выражение баланса сил, действующих на истекающую пленку (см. рис. 6)

$$F_p = \frac{v_x(z)\mu_{тр}\Pi\delta_x(z)}{H_c} + 2H_c\sigma(\Pi + \delta_x(z)) + \frac{\rho\Pi H_c\delta_x(z)v_x(z)}{\tau_{ист}} - \rho g\Pi H_c\delta_x(z) + \frac{\rho_{воз}\Pi v_x^2(z)\Pi\delta_x(z)C_x}{2}, \quad (29)$$

где  $v_x(z)$  – изменение скорости пленки;  $C_x$  – коэффициент сопротивления;  $\rho_{ж}$ ,  $\rho_{газ}$  – плотности технологической жидкости и газовой среды в реакционном пространстве соответственно;  $\sigma$  – коэффициент поверхностного натяжения жидкости.

Из уравнения неразрывности течения толщина завесы равна

$$\delta_x(z) = \frac{Q}{\Pi v_x(z)}. \quad (30)$$

Совместное решение выражений (28) – (30) позволит определить скорость истечения в любой точке с координатой  $x$

$$\frac{dv_x(z)}{dz} = \frac{\rho_{воз}C_x}{\mu_{тр}} v_x^2(z) + V(z) \left[ \frac{\rho H}{\mu_{тр}\tau_{ист}} + \frac{2bH\sigma}{Q\mu_{тр}} - \frac{1}{H} \right] + \left[ \frac{V_{подл}}{H} + \frac{2H\sigma}{\mu_{тр}b} - \frac{\rho g H}{\mu_{тр}} \right]. \quad (31)$$

Выражение (31) является довольно сложной функцией, однако представляется возможным его решение в явном виде

$$\frac{1}{(v(z) - v_1(z))(v(z) - v_2(z))} = \frac{B_1}{v(z) - v_1(z)} + \frac{B_2}{v(z) - v_2(z)}. \quad (32)$$

Разрешим (32) относительно текущей координаты  $z$  и получим выражение, для определения высоты  $H_c$

$$H_c = \frac{1}{a} \left[ \ln \left( |v_1(z) - v(z)|^{B_1} |v_2(z) - v(z)|^{B_2} \right) - B_3 \right], \quad (33)$$

где  $a$ ,  $B_1$ ,  $B_2$ ,  $B_3$  – константы, содержащие параметры процесса, из которого определим скорость движущейся в среде воздуха жидкой пленки в любой точке с координатой  $x$ , отсчитываемой от торца поверхности формирующего канала.

Зависимость, представленная на рис. 7, построена для диапазона высот завесы  $H_c$ , лежащего в пределах от 1,5 до 150 мм, при которых скорость завесы находится в интервале 0,005...0,03 м/с. Следует отметить, что при больших значениях  $H_c$  скорость завесы достигает критических значений. При этом может происходить дробление и распад сплошной цилиндрической формы пленки на струи и капли.

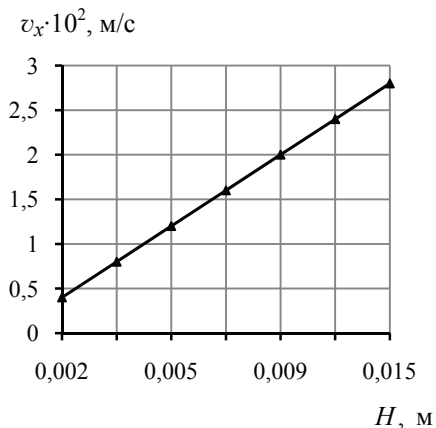


Рис. 7. Зависимость изменения скорости завесы от ее высоты

Время догрева заполнения реактора до температуры  $t_2$  технологической жидкости в реакционном пространстве аппарата определим на основе выражения

$$\tau_2 = \frac{C_1 D \rho_1 (t_2 - t_4)}{4k_1 \Delta t}, \quad (34)$$

где

$$\overline{\Delta t} = \frac{(\theta - t_4) - (\theta - t_2)}{\ln \frac{\theta - t_4}{\theta - t_2}}. \quad (35)$$

Общее время заполнения и догрева реактора

$$t = \tau_1 + \tau_2. \quad (36)$$

Расчет для нахождения оптимального расхода экстрагента в момент его заполнения можно выполнить на основе выражений (15), (19), (34), с этой целью разработана программа для расчета температуры при загрузке аппарата в пленочном режиме.

Исходные данные для расчета: диаметр аппарата  $D = 0,5$  м; высота обогреваемой части цилиндрической обечайки  $H = 0,53$  м; площадь обогреваемого конического днища  $S = 0,2$  м<sup>2</sup>; объем обогреваемого конического днища  $V = 0,2$  м<sup>3</sup>; плотность экстрагента  $\rho = 1000$  кг/м<sup>3</sup>; теплоемкость экстрагента  $c = 4190$  Дж/кг; коэффициент теплоотдачи от стенки к пленке  $k_1 = 2000$  Вт/(м<sup>2</sup>·К); коэффициент теплоотдачи от стенки к объему жидкости  $k_1 = 500$  Вт/(м<sup>2</sup>·К); начальная температура экстрагента  $t_1 = 20$  °С; расход экстрагента в момент загрузки  $G = 0,1 \dots 1$  кг/с.

Результаты расчета представлены на рис. 8.

Технологическая среда представляет собой смесь или раствор двух или нескольких жидкостей, например обогащенный экстрагент (хладон и липидные фракции) подается из устройства формирования жидкой пространственной струи в виде куполовидной формы в закрытый испаритель или УЗ-экстрактор, при этом пленка технологической жидкости нагревается, стекая по стенке аппарата при его заполнении в процессах производств глубокого многостадийного фракционирования фармацевтического сырья [8, 10].

Общее время заполнения реактора и нагревание реакционной смеси существенно зависит от расхода жидкости  $G$ . Оптимальное значение расхода соответствует минимальному времени  $\tau$ . Для рассматриваемого реактора  $G_{\text{опт}} = 0,2$  кг/с (см. рис. 8) правильный выбор расхода жидкости  $G$  позволяет существенно сократить время полного цикла на 20–30 % и, соответственно, увеличить производительность технологического процесса.

Таким образом, для расчета процессов, использующих для интенсификации теплообмена жидкие пространственные струи, и получены зависимости параметров однородности течения обогащенного экстрагента (4); закономерно-

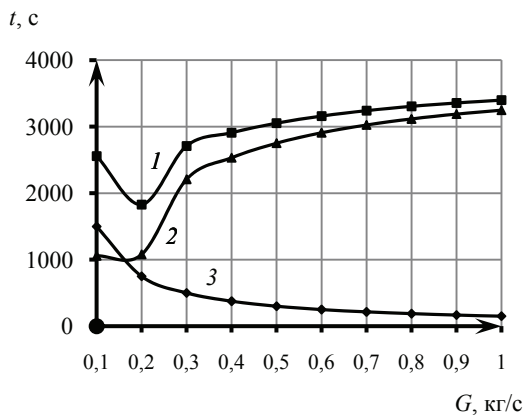


Рис. 8. Зависимость изменения температуры обогриваемой жидкости в реакционном пространстве от ее расхода в пленочном режиме: 1 –  $\tau + \tau_1$ ; 2 –  $\tau_2$ ; 3 –  $\tau_1$

сти распределения давления (8); полное время истечения жидкости из подающего устройства в ньютоновском приближении на основе уравнений течения эффективной вязкости; время нагрева термолабильной жидкости при ее пленочном истечении в реакционном пространстве на основе решения выражений (18), (19), (34) толщину пленки пространственной струи при истечении из формующего канала и высоту ее падения до обогреваемой поверхности аппарата (33), что позволяет выполнять аналитический анализ параметров процесса и проектировать аппараты и устройства с учетом особенностей самых различных технологических жидкостей, например применяемых в процессах фракционирования на стадиях хладоновой [4] и УЗ-экстракции при создании технологических комплексов для криосублимационного фракционирования [9] низкотемпературной экстракции биологических тканей [3].

#### *Список литературы*

1. Шаповалов, Ю.Н. К расчету целевых дозаторов для вязких жидкостей с упругодеформируемой щеккой / Ю.Н. Шаповалов, И.Е. Шабанов // Хим. и нефтегазовое машиностроение. – 1997. – № 2. – С. 33.
2. Разработка технологических комплексов для криосублимационного фракционирования биологических тканей / А.В. Жучков [и др.] // Проблемы криобиологии. – 2005. – Т. 15, № 3. – С. 312–315.
3. Шабанов, И.Е. Интенсификация процессов низкотемпературной экстракции биологически активных веществ сжиженными газами / И.Е. Шабанов // Общество биотехнологов России им. Ю.А. Овчинникова : материалы третьего съезда, Москва, 25–27 окт. 2005 г. / под ред. Р.Г. Василовой. – М., 2005. – С. 162–163.
4. Разработка технологии экстракции липофильных и гидрофильных фракций из биологического сырья / А.В. Жучков [и др.] // Материалы III международной конференции «Экстракция органических соединений» / Воронеж. гос. технол. акад. – Воронеж, 2005. – С. 183.
5. Осецкий А.И. Фракционирование биологических материалов при экстракции липидов сжиженными газами / А.И. Осецкий, Е.А. Гордиенко, И.Е. Шабанов // Материалы III международной конференции «Экстракция органических соединений» / Воронеж. гос. технол. академия. – Воронеж, 2005. – С. 235.
6. Криосублимационное фракционирование биологических материалов / А.И. Осецкий [и др.] // Проблемы криобиологии. – 2006. – Т. 16, № 2. – С. 230–239.
7. Мальцев, М.В. Расчет распределительных устройств тепломассообменных аппаратов / М.В. Мальцев, В.П. Лях, И.Е. Шабанов // Вузовская наука – региону : материалы IV всерос. науч.-техн. конф. : в 2 т. / Волог. гос. техн. ун-т. – Вологда, 2006. – Т. 1. – С. 78–79.
8. Жучков, А.В. Моделирование процесса выделения жидких фракций фармацевтического сырья / А.В. Жучков, И.Е. Шабанов, А.С. Каледин // Вузовская наука – региону : материалы IV всерос. науч.-техн. конф. : в 2 т. / Волог. гос. техн. ун-т. – Вологда, 2006. – Т. 1. – С. 37–39.
9. Каледин, А.С. Аппаратурное оформление технологии глубокой переработки фармацевтического сырья на основе многостадийной экстракции и криосублимационного фракционирования / А.С. Каледин, И.Е. Шабанов // Вузовская наука – региону : материалы IV всерос. науч.-техн. конф. : в 2 т. / Волог. гос. техн. ун-т. – Вологда, 2006. – Т. 1. – С. 155–158.
10. Жучков, А.В. Технология глубокой переработки растительного сырья на основе многостадийного фракционирования / А.В. Жучков, И.Е. Шабанов, А.С. Каледин // Материалы IV всероссийской научной конференции «Химия и технология растительных веществ» : тез. докл. / Ин-т химии Коми науч. центра Урал. отд-ния Рос. акад. наук (ИХК НЦ УрО РАН). – Сыктывкар, 2006. – С. 374.

11. Пат. 2340408 Российская Федерация, МПК В 05 В 13/06, В 05 С 7/08. Устройство для нанесения жидкости на внутреннюю поверхность цилиндрических изделий / Ю.Н. Шаповалов, М.В. Мальцев, И.Е. Шабанов ; патентообладатель ГОУ ВПО «Воронеж. гос. технол. акад.». – № 2006136837/12 ; заявл. 17.10.06 ; опубл. 10.12.08, Бюл. № 34. – 5 с.

12. Мальцев, М.В. Расчет размеров каналов в насадках теплообменных аппаратов / М.В. Мальцев, В.П. Лях, И.Е. Шабанов // Материалы XLIV отчетной научной конференции за 2005 г. : тез. докл. в 3 ч. / Воронеж. гос. технол. акад. – Воронеж, 2006. – С. 149.

13. Мальцев, М.В. Двуосная осесимметричная деформация жидких цилиндрических завес / М.В. Мальцев, Д.Е. Хабаров, И.Е. Шабанов // Материалы XLIV отчетной научной конференции за 2005 г. : тез. докл. в 3 ч. / Воронеж. гос. технол. акад. – Воронеж, 2006. – С. 152–153.

14. Мальцев, М.В. Разработка и исследование насадок дегазационных колонн / М.В. Мальцев, В.П. Лях, И.Е. Шабанов // Материалы I международной научно-технической конференции «Новости научной мысли–2006». – Днепропетровск, 2006. – Т. 4. – С. 3–5.

15. Соколов, К.Л. Расчет размеров каналов устройств в аппаратах хладонной экстракции / К.Л. Соколов, И.Е. Шабанов // Материалы международной научно-технической интернет-конференции ЭПАХПП–2011 / Воронеж. гос. технол. акад. – Воронеж, 2011. – С. 367.

---

## Calculation of Parameters for Formation of Fluid Spatial Jets and Optimization of Heat Exchange in Cryofractionation Processes

I.E. Shabanov, A.V. Zhuchkov, M.V. Maltsev, K.L. Sokolov, Yu.N. Kuzovenko

*Department “Machines and Apparatuses of Chemical Engineering”,  
Voronezh State University of Engineering Technology, Voronezh; mks36@mail.ru*

**Key words and phrases:** cryofractionation; design parameters; filling the reaction space; fluid spatial jets; heating; process parameters.

**Abstract:** The paper explores the possibility of using fluid spatial jets in cryofractionation processes of chemical and pharmaceutical raw materials. We propose the calculation techniques for such processes as the distribution of pressure of the process fluid in the channels of the device, the thickness and temperature of the liquid film, the time of filling and heating the reaction space. The dependences for calculation of optimal design parameters of the devices for the formation of liquid jets space have been produced.

---

## Berechnung der Parameter der Formierung der flüssigen Raumstrahle und der Optimierung des Wärmeaustausches in den Prozessen der Kriofraktionierung

**Zusammenfassung:** Es ist die Möglichkeit der Anwendung der flüssigen Raumstrahle in den Prozessen der Kriofraktionierung des chemiepharmazeutischen Rohstoffes betrachtet. Es sind die Methoden der Berechnung solcher Hauptcharakteristiken der Prozesse wie die Verteilungen des Drucks der

technologischen Flüssigkeit in den Kanälen der Anlage, der Dicke und der Temperatur der Flüssigkeitsfolie, der Zeit der Auffüllung und der Erwärmung des Reaktionsraumes angeboten. Es sind die Abhängigkeiten für die Berechnung der optimalen konstruktiven Parameter der Anlagen für die Formierung der flüssigen Raumstrahle erhalten.

---

### **Calcul des paramètres de la formation des jets liquides spaciaux et de l'optimisation de l'échange de chaleur dans les processus du cryofrictionnement**

**Résumé:** Est examinée la possibilité de l'application des jets liquides spaciaux dans les processus du cryofrictionnement des matières premières chimiques et pharmaceutiques. Sont proposées les méthodes du calcul de telles caractéristiques essentielles comme répartition de la pression du liquide technologique dans les canaux de l'installation, épaisseur et température de la pellicule du liquide, temps du replissage et du chauffage de l'espace de réaction. Sont obtenues les dépendances pour le calcul des paramètres constructifs optimaux des dispositifs, pour la formation des jets liquides spaciaux.

---

**Авторы:** *Шабанов Игорь Егорович* – кандидат технических наук, доцент кафедры «Машины и аппараты химических производств»; *Жучков Анатолий Витальевич* – доктор технических наук, профессор кафедры «Машины и аппараты химических производств»; *Мальцев Максим Валерьевич* – кандидат технических наук, доцент кафедры «Машины и аппараты химических производств»; *Соколов Кирилл Леонидович* – ассистент кафедры «Машины и аппараты химических производств»; *Кузовенко Юрий Николаевич* – аспирант кафедры «Машины и аппараты химических производств», ФГБОУ ВПО «Воронежский государственный университет инженерных технологий», г. Воронеж.

**Рецензент:** *Безрядин Николай Николаевич* – доктор физико-математических наук, профессор, заведующий кафедрой «Физика», ФГБОУ ВПО «Воронежский государственный университет инженерных технологий», г. Воронеж.

---