

Методика расчёта расхода криогенных двухфазных потоков в бессепарационных расходомерах на базе сужающего устройства

И. А. Архаров¹, И. Д. Какорин²

¹Московский государственный технический университет имени Н. Э. Баумана (Национальный исследовательский университет), Москва, Российская Федерация, e-mail: arkharov@bmstu.ru

²Объединённый институт ядерных исследований, Дубна, Российская Федерация, e-mail: kakorin@jinr.ru

Предложена методика расчёта расхода криогенных двухфазных потоков в бессепарационных расходомерах на базе сужающего устройства. Предложенная методика учитывает уравнения состояния двухфазной среды, т. е. изменения плотности, массового паросодержания и температуры двухфазных потоков криоагентов в зависимости от давления в сужающем устройстве. Показано, что без учёта эволюции параметров потока возникает дополнительная погрешность определения расхода и, следовательно, невозможно корректно определить чувствительность и диапазон измерений расходомера. Выбран наиболее оптимальный диапазон измерений перепада давлений, а также предложен способ измерения расхода двухфазного потока по перепаду температуры на сужающем устройстве. Проблема определения расхода двухфазных криогенных потоков актуальна для ускорительной, аэрокосмической и газотранспортной техники.

Ключевые слова: двухфазные криогенные потоки, бессепарационный расходомер, сужающее устройство, гелий.

Введение. Во многих отраслях современной техники возникает необходимость измерения расхода в двухфазных криогенных потоках. Например, для поддержания функциональных параметров в сверхпроводящих ускорителях элементарных частиц и ионов высоких энергий, таких как NICA [1], FAIR/SIS100/300 [2, 3], LHC [4], Tevatron [5], «Нуклотрон» [6], TTF [7], необходимо охлаждать и термостатировать до температур менее 4,5 К все сверхпроводящие элементы: магниты, резонаторы и шины питания. Для этого применяют системы с принудительной циркуляцией гелия. При этом важной задачей является обеспечение необходимых значений параметров двухфазного криогенного потока, среди которых паросодержание, расход, температура и давление. Непрерывный контроль и поддержание данных параметров в заданных диапазонах значений позволяют, во-первых, гибко регулировать условия охлаждения сверхпроводящих элементов и, во-вторых, рационально использовать жидкий гелий. Гибкая регулировка условий термостатирования сверхпроводящих элементов позволяет минимизировать количество аварийных ситуаций, связанных с переходом сверхпроводящих устройств в нормальное состояние (квенч), сопровождающихся большими потерями гелия. Рациональное использование жидкого гелия, учитывая крупные масштабы потребления на ускорительных комплексах (нередко более 10000 л/ч), напрямую связано с оптимизацией экономических затрат всего комплекса.

Контроль параметров двухфазных потоков криоагентов также важен и для других типов установок, в которых при достижении критических значений возможно возникновение серьезных аварийных ситуаций, например, в системах охлаждения атомных реакторов.

В аэрокосмической отрасли двухфазные расходомеры (ДР) используют для получения детальной информации о процессе заполнения баков летательных аппаратов криогенным топливом и окислителем. Еще более сложная проблема возникает при необходимости перекачки криогенных жидкостей между резервуарами в условиях пониженной гравитации. В этом случае указатель уровня заполнения бака не работает и количество криогенной жидкости определяется через показания расходомера, параметры которого должны обеспечивать требуемую точность.

В газовой промышленности сжиженный природный газ, являющийся криогенной жидкостью, транспортируют в специальных танкерах или цистернах морского, железнодорожного или автомобильного базирования. При перевалочных операциях (процессы заполнения и/или опорожнения сосудов сжиженного природного газа) необходимо контролировать параметры двухфазных потоков и соответственно определять количество фактически загруженного сжиженного природного газа и испарившегося природного газа.

Одним из основных требований, предъявляемых к двухфазным криогенным расходомерам, является возможность

измерять паросодержание и расход криоагента без разделения жидкой и газообразной фаз. Измерение расхода в однофазной или гомогенной области потока криоагента, например, на входе в сверхпроводящий магнит как объект охлаждения, не даёт полной информации о структуре охлаждающего потока, так как при теплообмене на объекте возможно образование паровой фазы и нарушение режима его охлаждения. Большинство аварийных ситуаций при охлаждении сверхпроводящих обмоток связано именно с нарушением режима охлаждения. Таким образом, измерение соотношения жидкой и газообразной фаз в разных областях потока является критичным для систем охлаждения сверхпроводящих магнитов. В научной литературе и в рекламных материалах производителей представлены ДР, работа которых основана на разных физических принципах [8–13]. В работе [14] предложен метод измерения расхода двухфазного гелия, основанный на эффекте перепада давления на сужающем устройстве (СУ) при протекании по нему потока. Авторы [15, 16] применяют высокочастотный датчик для определения объёмного паросодержания потока и на основе этой информации, а также используя эмпирически полученные зависимости, позволяющие рассчитать коэффициент скольжения фаз, находят расход двухфазного криоагента. Заметим, что в работе [14] не принимается во внимание уравнение состояния двухфазной среды, а предполагается, что плотности жидкости и газа, массовое паросодержание, а также температура постоянны во всём потоке в зоне измерения. Данное предположение не корректно, так как давление в широкой части СУ выше, чем в узкой. Этот эффект аналогичен эффекту убывания давления вдоль линии тока при возрастании скорости течения жидкости (закон Бернулли): перепад давления увеличивается при увеличении скорости потока, поэтому зависящие от давления плотность, массовое паросодержание и температура изменяются вдоль всего потока. В данной работе авторы предлагают учесть изменение свойств потока, используя уравнение состояния двухфазной среды.

Метод расчёта калибровочной зависимости. На рис. 1 схематически показаны СУ и величины, которые далее фигурируют в расчёте калибровочной зависимости ДР. Запишем закон сохранения энергии отдельно для каждой фазы в широкой и узкой частях устройства:

$$\begin{aligned} P_1(dV_{г1} + dV_{ж1}) - P_2(dV_{г2} + dV_{ж2}) = \\ = dm_{г2}u_{г2}^2/2 - dm_{г1}u_{г1}^2/2 + dm_{ж2}u_{ж2}^2/2 - dm_{ж1}u_{ж1}^2/2 + \\ + dm_{г2}U_{г2} + dm_{ж2}U_{ж2} - dm_{г1}U_{г1} - dm_{ж1}U_{ж1}, \end{aligned} \quad (1)$$

где P – давление; dV – элементарный объём фазы; dm – массовый расход; U – удельная внутренняя энергия; u – скорость фазы; PdV – работа, совершаемая над элементарным объёмом; индексы «г» и «ж» относятся к газу и жидкости, а индексы «1», «2» к широкой и узкой частям СУ соответственно.

Из закона сохранения массы следует, что расход G двухфазного потока равен сумме расходов фаз:

$$Gdt = dm_{г1} + dm_{ж1} = dm_{г2} + dm_{ж2}.$$

Массовый расход паровой фазы выразим через плотность ρ_r , скорость u_r , объёмное паросодержание φ и массовое паросодержание x :

$$G_r = Gx = \rho_r u_r \varphi A, \quad (2)$$

где A – поперечное сечение широкой или узкой части СУ.

Аналогичное выражение запишем и для массового расхода жидкой фазы:

$$G_{ж} = G(1-x) = \rho_{ж} u_{ж} (1-\varphi) A. \quad (3)$$

Удельная внутренняя энергия двухфазной среды связана с удельной внутренней энергией газообразной U_r и жидкой $U_{ж}$ фаз и массовым паросодержанием следующей зависимостью:

$$U = xU_r + (1-x)U_{ж}. \quad (4)$$

Найдём с помощью (2), (3) расходы фаз в сечениях СУ:

$$\left. \begin{aligned} Gdt x_i &= dm_{гi}, \quad Gdt(1-x_i) = dm_{жи}, \\ Gx_i &= \rho_{гi} u_{гi} \varphi_i A_i, \quad G(1-x_i) = \rho_{жи} u_{жи} (1-\varphi_i) A_i, \\ u_{гi} &= Gx_i / (\rho_{гi} \varphi_i A_i), \\ u_{жи} &= G(1-x_i) / (\rho_{жи} (1-\varphi_i) A_i), \quad i=1, 2. \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

В соотношениях (5) A_1, A_2 обозначают поперечные сечения широкой и узкой частей СУ соответственно. Подставив соотношения (5) в (1) с учётом $dV = dm/\rho$, найдём

$$\begin{aligned} P_1(Gx_1 dt / \rho_{г1} + G(1-x_1) dt / \rho_{ж1}) - \\ - P_2(Gx_2 dt / \rho_{г2} + G(1-x_2) dt / \rho_{ж2}) = \\ = \{ Gx_2 dt [Gx_2 / (\rho_{г2} \varphi_2 A_2)]^2 + G(1-x_2) \times \\ \times dt [G(1-x_2) / (\rho_{ж2} (1-\varphi_2) A_2)]^2 - Gx_1 dt [Gx_1 / (\rho_{г1} \varphi_1 A_1)]^2 - \\ - G(1-x_1) dt [G(1-x_1) / (\rho_{ж1} (1-\varphi_1) A_1)]^2 \} / 2 + \\ + dm_{г2} U_{г2} + dm_{ж2} U_{ж2} - dm_{г1} U_{г1} - dm_{ж1} U_{ж1}. \end{aligned} \quad (6)$$

Для определения плотности двухфазного потока используем закон аддитивности: объёмный расход многофазного потока равен сумме объёмных расходов каждой фазы. В рассматриваемом случае закон аддитивности с учётом массового паросодержания x , можно записать как

$$1/\rho = x/\rho_r + (1-x)/\rho_{ж}. \quad (7)$$

Используем (2), (3) и найдём выражение для коэффициента скольжения фаз:

$$s = u_r / u_{ж} = x(1-\varphi) \rho_{ж} / [(1-x) \varphi \rho_r]. \quad (8)$$

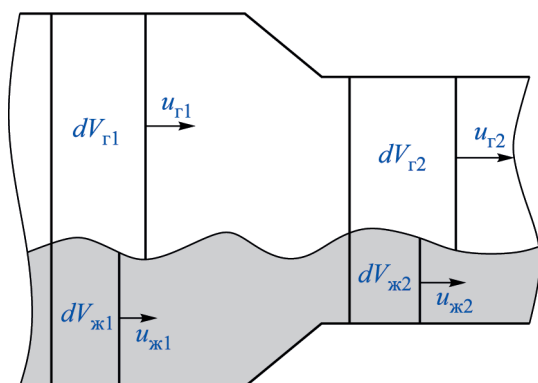


Рис. 1. Схема сужающего устройства

Fig. 1. Schematic view of the venturi

Подставив соотношения (7), (8) в (6), получим, что при течении двухфазного потока через СУ величина J является постоянной:

$$J = P/\rho + U + G^2 \frac{x^3(\rho_g \varphi)^{-2} + (1-x)^3[\rho_{ж}(1-\varphi)]^{-2}}{2A^2} =$$

$$= P/\rho + U + G^2 \frac{[\rho_g \varphi s^3 + \rho_{ж}(1-\varphi)][\rho_g \varphi s + \rho_{ж}(1-\varphi)]^{-3}}{2A^2}.$$

Если ввести удельную энтальпию двухфазного потока $I = P/\rho + U$, то выражение для J примет следующий вид:

$$J = I + G^2 \frac{x^3(\rho_g \varphi)^{-2} + (1-x)^3[\rho_{ж}(1-\varphi)]^{-2}}{2A^2} =$$

$$= I + G^2 \frac{[\rho_g \varphi s^3 + \rho_{ж}(1-\varphi)][\rho_g \varphi s + \rho_{ж}(1-\varphi)]^{-3}}{2A^2}.$$

Используем (4), (7) и найдём удельную энтальпию

$$I = (P/\rho_g + U_g)x + (P/\rho_{ж} + U_{ж})(1-x) = I_g x + I_{ж}(1-x),$$

где $I_{г/ж} = P/\rho_{г/ж} + U_{г/ж}$ – удельная энтальпия газа/жидкости.

Значения плотностей ρ_g , $\rho_{ж}$ на линии насыщения могут быть найдены либо интерполяцией табличных экспериментальных данных [17], либо с помощью специальных расчётных программ или пакетов программного обеспечения. Так программа REFPROP10 [18], разрабатываемая национальным институтом стандартов и технологий США (NIST), использует наиболее точные модели (для 147 однофазных сред и 121 предопределённой смеси) из доступных в настоящее время. Например, для гелия используется многопараметрическое уравнение состояния Шмидта–Вагнера [19, 20], записанное в терминах энергии Гельмгольца. Данное уравнение состояния содержит сумму двух членов: энергии Гельмгольца для идеального газа и остаточной энергии Гельмгольца. Последняя учитывает влияние межмолекулярных сил и записывается в форме Якобсена–Стюарта–Джахангири–Пенончелло [21, 22], содержащего

дополнительные слагаемые в форме гауссовых функций, зависящие как от температуры, так и от плотности. Данные слагаемые имитируют переход от классического к неклассическому поведению вблизи критической точки и быстро затухают при удалении от неё. Коэффициенты уравнения состояния найдены путём подгонки к надёжным экспериментальным и теоретическим данным по гелию¹, полученные с учётом стандартных термодинамических ограничений², а также впервые использованные ограничения, накладываемые на параметры Грюнаизена и идентификации фазы (жидкость или пар). Остальные термодинамические параметры гелия можно найти с помощью соотношений Максвелла как производные по энергии Гельмгольца [19]. Кроме того, REFPROP10 поддерживает интерфейс прикладного программирования (API), что позволяет легко организовать работу с ней из разнообразных языков программирования. Исходя из соображений удобства работы, авторы выбрали именно эту программу. Для определения коэффициента скольжения фаз s в общем случае необходимо иметь экспериментальную карту течений двухфазных потоков, полученную на стенде [23], однако в некоторых случаях можно воспользоваться и более простыми эмпирическими соотношениями, полученными на основе обработки экспериментальных данных. Объёмное паросодержание φ можно найти различными методами [8–13]; так в работе [15] авторы предложили новую конструкцию высокочастотного датчика с меандровой обмоткой на основе металло-керамики, которая позволяет неинтрузивным образом измерять паросодержание. Таким образом, в выражении для постоянной СУ неопределёнными остаются расход G и энтальпия I . Очевидно, что необходимо ещё одно уравнение, которое позволит связать параметры потока в широкой и узкой части СУ. Чтобы найти это недостающее уравнение, примем, что течение двухфазного потока через область сужения адиабатное и потери на трение отсутствуют. В этом случае удельная энтропия S является ещё одной приближенно сохраняющейся величиной и система уравнений для определения расхода становится замкнутой:

$$S_1 = S_2, J_1 = J_2, J_i = I_i + G^2 \times$$

$$\times \frac{x_i^3(\rho_{gi} \varphi_i)^{-2} + (1-x_i)^3[\rho_{жи}(1-\varphi_i)]^{-2}}{2A_i^2} = I_i + G^2 \times$$

$$\times \frac{[\rho_{gi} \varphi_i s_i^3 + \rho_{жи}(1-\varphi_i)][\rho_{gi} \varphi_i s_i + \rho_{жи}(1-\varphi_i)]^{-3}}{2A_i^2}.$$

¹ Среди которых данные по измерению давления, плотности и температуры, изохорная теплоёмкость, скорость звука, характеристики на линии насыщения гелия, результаты квантово-механических вычислений и др.

² Например, в критической точке должны выполняться следующие условия: $\partial p / \partial \rho = \partial^2 p / \partial \rho^2 = 0$, давление и энергия Гиббса не должны изменяться при переходе из одной фазы в другую, если температура при этом остается постоянной.

Расход определяется как

$$G = \sqrt{2(I_1 - I_2)} \times \left\{ \left[x_2^3 (\rho_{r2} \varphi_2)^{-2} + (1 - x_2)^3 (\rho_{ж2} (1 - \varphi_2))^{-2} \right] A_2^{-2} - \left[x_1^3 (\rho_{r1} \varphi_1)^{-2} + (1 - x_1)^3 (\rho_{ж1} (1 - \varphi_1))^{-2} \right] A_1^{-2} \right\}^{-1/2}, \quad (9)$$

или, если выразить x через s согласно формуле (8),

$$G = \sqrt{2(I_1 - I_2)} \left\{ \left[\rho_{r2} \varphi_2 s_2^3 + \rho_{ж2} (1 - \varphi_2) \right]^{-3} A_2^{-2} - \left[\rho_{r1} \varphi_1 s_1^3 + \rho_{ж1} (1 - \varphi_1) \right]^{-3} A_1^{-2} \right\}^{-1/2}. \quad (10)$$

В [14] получены соотношения для определения расхода:

$$\left. \begin{aligned} G &= k(\varphi, T) \xi \sqrt{\Delta P \rho}, \\ k(\varphi, T) &= \sqrt{2} \left\{ x^3 \rho_r^{-2} [(\varphi_2 A_2)^{-2} - (\varphi_1 A_1)^{-2}] + \right. \\ &\quad \left. + (1 - x)^3 \rho_{ж}^{-2} [(1 - \varphi_2) A_2]^{-2} - [(1 - \varphi_1) A_1]^{-2} \right\}^{-1/2} / (\xi \rho), \\ \xi &= \sqrt{2} A_1 A_2 (A_1^2 - A_2^2)^{-1/2}, \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

при предположениях

$$\rho_{r1} = \rho_{r2} = \rho_r, \quad \rho_{ж1} = \rho_{ж2} = \rho_{ж}, \quad x_1 = x_2 = x, \quad T_1 = T_2 = T, \quad (12)$$

где T – температура потока; ξ – постоянный параметр, зависящий от геометрических размеров СУ; $k(\varphi, T)$ – поправочный коэффициент, который должен учитывать структуру потока (авторы предлагают находить его на специальном калибровочном стенде).

Однако такая факторизация массового расхода в общем случае не имеет места. Действительно, внутренняя энергия в самом общем случае зависит от температуры и объема. Таким образом, удельная внутренняя энергия является функцией температуры и удельного объема $1/\rho$: $U = U(T, 1/\rho)$. Используя это обозначение и выражение для энтальпии формулу (9) можно переписать как

$$G = \left\{ 2 \left\{ \left[(P/\rho)_1 - (P/\rho)_2 \right] + \left[U(T_1, 1/\rho_1) - U(T_2, 1/\rho_2) \right] \right\} \right\}^{1/2} \times \left\{ A_2^{-2} \left(x_2^3 (\rho_{r2} \varphi_2)^{-2} + (1 - x_2)^3 [\rho_{ж2} (1 - \varphi_2)]^{-2} \right) - A_1^{-2} \left(x_1^3 (\rho_{r1} \varphi_1)^{-2} + (1 - x_1)^3 [\rho_{ж1} (1 - \varphi_1)]^{-2} \right) \right\}^{-1/2}. \quad (13)$$

Из (13) следует, что для факторизации перепада давления $\Delta P = P_1 - P_2$ необходимо выполнение условий (12), поскольку при их выполнении и учёте (7) $\rho_1 = \rho_2$, следовательно $U(T_1, 1/\rho_1) = U(T_2, 1/\rho_2)$. В этом случае формула (13) примет вид:

$$G = \sqrt{2(P_1 - P_2)/\rho} \left\{ \left(x^3 (\rho_r \varphi_2)^{-2} + (1 - x)^3 [\rho_{ж} (1 - \varphi_2)]^{-2} \right) \times A_2^{-2} - \left(x^3 (\rho_r \varphi_1)^{-2} + (1 - x)^3 [\rho_{ж} (1 - \varphi_1)]^{-2} \right) A_1^{-2} \right\}^{-1/2} = \sqrt{\Delta P \rho} \sqrt{2} \left\{ x^3 \rho_r^{-2} [(\varphi_2 A_2)^{-2} - (\varphi_1 A_1)^{-2}] + (1 - x)^3 \rho_{ж}^{-2} [(1 - \varphi_2) A_2]^{-2} - [(1 - \varphi_1) A_1]^{-2} \right\}^{-1/2} / \rho. \quad (14)$$

Выражения (11) и (14) для расхода совпадают. Таким образом, использование поправочного коэффициента $k(\varphi, T)$ оправдано лишь при небольших массовых расходах, когда перепадом давления на СУ можно пренебречь, а условия (12) можно считать выполняющимися приближенно.

Для определения расхода G при заданных температуре потока T_1 и перепаде давления на СУ ΔP используем итерационный алгоритм, так как расход входит как в левую, так и в правую (через зависимость коэффициента скольжения от скорости потока) части уравнения (10). В качестве начального приближения положим, что поток однородный в обеих частях СУ и коэффициенты скольжения $s_1 = s_2 = 1$. Далее, измерив значение паросодержания в потоке φ_1 с помощью какого-либо датчика паросодержания, например вышеупомянутого высокочастотного датчика [15], с помощью программы REFPROP10 найдём плотности ρ_{r1} , $\rho_{ж1}$, удельные энтальпии I_1 и энтропию S_1 , а также давление P_1 на линии насыщения при заданной температуре T_1 . Зная коэффициент скольжения s_1 , с помощью соотношения (8) вычислим массовое паросодержание потока x_1 . Далее определим давление $P_2 = P_1 - \Delta P$ и удельную энтропию $S_2 = S_1$ в узкой части СУ. Используем найденные значения P_2 , S_2 и вычислим ρ_{r2} , $\rho_{ж2}$, I_2 , x_2 с помощью REFPROP10. Предполагая, что коэффициент скольжения s_2 известен, с помощью соотношения (8) определим объёмное паросодержание φ_2 . Теперь, зная все величины, которые входят в правую часть уравнения (9), найдём массовый расход в следующем приближении. Если заданная точность достигнута (например, разница между предыдущим и текущим значениями G меньше заданного порога), то останавливаем выполнение алгоритма и текущее значение расхода будет искомым, в противном случае выполняем следующую итерацию алгоритма. Здесь необходимо отметить, что в процессе итерационного уточнения величин G и x_2 скольжения фаз в широкой s_1 и узкой s_2 частях, будут автоматически пересчитываться и в конце работы алгоритма на выходе также получим значения этих величин.

Авторами разработана программа, взаимодействующая с REFPROP10 через API, которая с помощью описанного алгоритма позволяет вычислять расход и другие параметры двухфазного потока по исходным данным о давлениях и температурах в СУ, поступающим с соответствующих датчиков. Предложенный алгоритм можно модифицировать для определения расхода по перепаду температур ΔT на СУ: а именно, в вышеприведённом алгоритме вместо давления в узкой части P_2 по начальной температуре T_1 определим температуру $T_2 = T_1 - \Delta T$.

Зная S_2 и T_2 , точно так же, как и в предыдущем варианте алгоритма, определим все термодинамические величины в узкой части с помощью программы REFPROP10.

Обсуждение результатов. Сравним калибровочные характеристики расходомера из [15], рассчитанные двумя методами: первый представлен в [14], второй – в данной работе, соответственно ДР1 и ДР2, на примере работы с горизонтальными потоками двухфазного гелия при температуре насыщения $T_{\text{нас}} = 4,5 \text{ K}$ ($P_{\text{нас}} = 130060 \text{ Па}$)³ для сверхпроводящего ускорителя многозарядных ионов «Нуклотрон». Его СУ имеет следующие геометрические характеристики: диаметр широкой и узкой части d_1 и d_2 , равны соответственно 38,0 мм и 9,5 мм. Предполагается, что расходомер в системе охлаждения «Нуклотрона» должен быть установлен горизонтально. Для данной ориентации можно воспользоваться простыми соотношениями, которые позволяют определить коэффициенты скольжения для горизонтальных потоков гелия в каналах круглого сечения. Данные соотношения удобны для практических применений [24], так как по сравнению с картами течений двухфазных потоков позволяют довольно просто определить коэффициент скольжения:

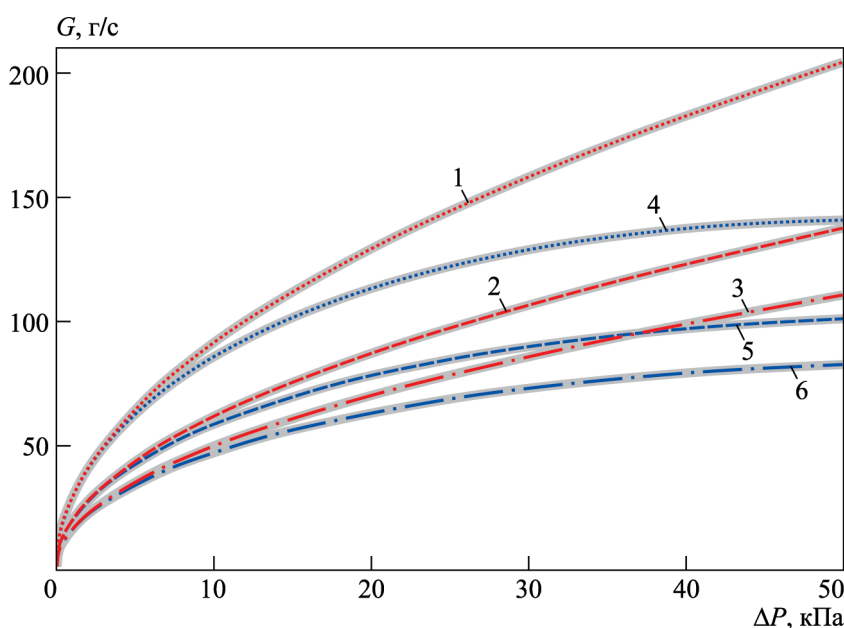


Рис. 2. Зависимость расхода G потока двухфазного гелия ($T_{\text{нас}} = 4,5 \text{ K}$; $P_{\text{нас}} = 130060 \text{ Па}$) от перепада давления ΔP на сужающем устройстве при различных значениях массового паросодержания x :

1, 2, 3 – ДР1 рассчитаны по методике, представленной в [14]; 4, 5, 6 – ДР2 рассчитаны по изложенной в данной работе методике; фоновые полосы серого цвета – предельные отклонения значений расхода

Fig.2. The two-phase helium ($T_{\text{sat}} = 4,5 \text{ K}$; $P_{\text{sat}} = 130060 \text{ Па}$) flowrate G dependence on the pressure drop across the venturi ΔP at various values of the mass vapour quality x : 1, 2, 3 – TPF No.1 are calculated according to the technique presented in paper [14]; 4, 5, 6 – TPF No. 2 are calculated according to the technique presented in this paper; the grey background bands – the limit deviation of flowrate

$$s = (\rho_{\text{ж}} / \rho_{\text{г}})^{y(m)},$$

где $m = G/A$ – массовая скорость потока, а показатель степени $y(m)$ имеет вид функции

$$\left. \begin{aligned} y &= 0, m \geq 200 \text{ кг}/(\text{м}^2\text{с}); \\ y &= 0,457m^{-0,16}, 10 \text{ кг}/(\text{м}^2\text{с}) \leq m \leq 200 \text{ кг}/(\text{м}^2\text{с}). \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

Предполагается, что при достаточно больших m поток гелия становится гомогенным ($y = 0$), а при небольших $m < 10 \text{ кг}/(\text{м}^2\text{с})$ поток расслаивается ($y = 1/3$) [25]. Стоит отметить, что для иных ориентаций расходомера необходимо экспериментально получить соотношения аналогичные (15) или в самом общем случае карту течений двухфазных потоков для данной ориентации.

На рис. 2 представлены зависимости расхода от перепада давления для некоторых значений массового паросодержания. Широкие фоновые полосы серого цвета показывают предельные отклонения значений расхода, обусловленные погрешностью измерения датчика давления с классом точности 1.0 и абсолютной погрешностью температуры в широкой части СУ 10 мК.

На рис. 3 представлены зависимости массового расхода от перепада температуры при различных значениях массового паросодержания. Аналогично рис. 2 предельные отклонения значений расхода изображены широкими фоновыми полосами серого цвета и соответствуют погрешности измерения температуры 1 мК.

Из рис. 2 следует, что, калибровочные кривые ДР1 и ДР2 практически совпадают при низких расходах. Это согласуется с обсуждаемыми выше условиями применимости формул (11) и оправданности использования поправочного коэффициента $k(\varphi, T)$. С ростом расхода кривые начинают расходиться, причём чем выше расход, тем больше расхождение. Так относительная разница между массовыми расходами $(G_{\text{ДР1}} - G_{\text{ДР2}}) / G_{\text{ДР2}}$, когда $\Delta P = 50 \text{ кПа}$ превышает 45 % при $x = 0,1$, 38 % при $x = 0,5$ и 35 % при $x = 0,9$. Погрешность определения расхода из-за погрешностей датчиков давления и температуры у ДР1 больше по сравнению с ДР2 во всём диапазоне изменения перепада давления. Что касается чувствительности $|dG/d\Delta P|$, то, на первый взгляд, у ДР1 эта характеристика представляется предпочтительней, так как чувствительность ДР2 слабо отличается от нуля при перепадах давления выше 50 кПа, в то время как у ДР1 она практически постоянна

³ Здесь и далее подразумевается, что величины T и P с нижним индексом «нас» характеризуют двухфазный поток, который находится в равновесии на линии насыщения.

в этом диапазоне. Подобное поведение калибровочной кривой ДР2 можно объяснить тем, что увеличение массового расхода потока вызывает снижение давления в узкой части СУ, что влечет уменьшение средней плотности потока (окрестность критической точки исключена из рабочего диапазона расходомера), а это в свою очередь ведёт к снижению массового расхода, так как он возрастает с плотностью. Из-за подобной обратной связи, начиная с некоторого значения перепада давления, расход уже не может расти бесконечно, так как данный рост компенсируется соответствующим снижением из-за уменьшения плотности потока, а форма калибровочной кривой ДР1 не учитывает адекватным образом все физические процессы, происходящие в расходомерах на базе СУ. Это значит, что с её помощью невозможно правильно рассчитать чувствительность и оценить рабочий диапазон рассматриваемого расходомера.

Используя найденные калибровочные кривые, можно определить рабочий диапазон ДР. Для определения нижней и верхней границ диапазона будем руководствоваться следующими соображениями: с одной стороны, расходомер должен работать в той области, где погрешность определения расхода из-за неточности датчиков давления и температуры минимальна, с другой стороны, чувствительность в этой области должна быть максимальна. Как следует из рис. 2 это взаимопротиворечащие условия, так как при небольших перепадах давления чувствительность и погрешность определения расхода максимальны, и наоборот, при высоких давлениях эти параметры минимальны. Таким образом, при выборе рабочего диапазона ДР необходимо руководствоваться тем, какое из двух вышеперечисленных условий более приоритетно. Выберем диапазон 11–30 кПа, так как для ДР2 при данных перепадах чувствительность заметно отличается от нуля, а погрешность определения расхода невелика по сравнению с аналогичной погрешностью при небольших расходах. Точное сравнение рабочих диапазонов ДР1 и ДР2 невозможно из-за того, что калибровочная кривая ДР1 не учитывает всех физических особенностей работы СУ. Типичные массовые расходы, с которыми работает ДР, зависят от конструкции системы охлаждения ускорителя. Например, значение полной холодопроизводительности гелиевой системы охлаждения в проекте ускорителя «Нуклотрон», которое изначально оценивалась как 1,1 кВт, после модернизации криогенной системы было увеличено и достигло 4 кВт [26]. Учитывая, что теплоёмкость гелия при температуре 4,5 К равна 18594 Дж/кг [18] и массовое паросодержание на выходе из системы не должно превышать 0,9 [27], массовый расход гелия, который необходимо обеспечить с помощью системы охлаждения, должен быть не меньше $4000 / (0,9 \cdot 18594) \text{ кг/с} = 239 \text{ г/с}$.

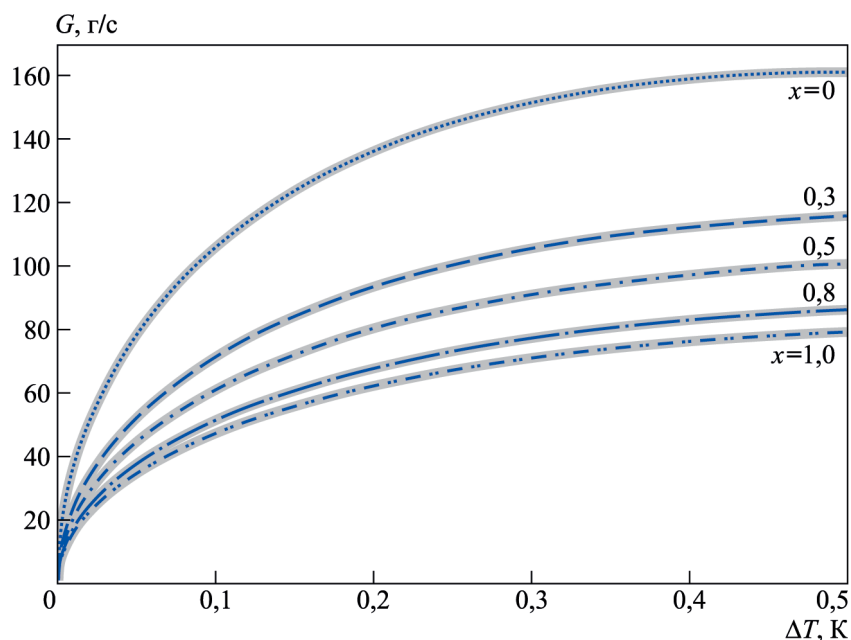


Рис. 3. Зависимость расхода G потока двухфазного гелия ($T_{\text{нас}} = 4,5 \text{ К}$; $P_{\text{нас}} = 130060 \text{ Па}$) от перепада температуры ΔT на сужающем устройстве при различных значениях массового паросодержания x ; фоновые полосы серого цвета – предельные отклонения значений расхода

Fig. 3. The two-phase helium ($T_{\text{sat}} = 4,5 \text{ К}$; $P_{\text{sat}} = 130060 \text{ Па}$) flowrate G dependence the temperature difference across the venturi ΔT at various values of the mass vapour quality x ; the grey background bands – the limit deviation of flowrate

Если добавить дополнительный расход гелия 1,2 г/с, необходимый для охлаждения питающих токовводов [27], то верхняя граница диапазона измеряемого расхода должна быть не меньше 240 г/с. Диапазону давлений 11–30 кПа соответствует диапазон массовых расходов 50–70 г/с при $x = 0,9$. Если дизайн системы охлаждения такой, что возможна только общая регуляция гелиевого потока, то ДР на базе СУ 38/9.5 должен обеспечивать работу с потоками 240 г/с и его необходимо устанавливать в обходном канале (байпасе), если же возможна отдельная регуляция, скажем, для 4 групп сверхпроводящих магнитов, то ДР должен обеспечивать работу с потоками, не превышающими 60 г/с и ДР можно использовать непосредственно в прямом канале. Вторым вариантом решения проблемы работы с большими потоками, который также применим для случая, когда необходимо использовать ДР для потоков с очень малыми расходами, является использование СУ со специально подобранными геометрическими размерами.

Приведённую методику можно дополнительно проверить и при необходимости уточнить, если использовать температурный напор в широкой и узкой частях СУ для определения расхода. Датчики температуры с паспортной погрешностью измерения $\pm 1 \text{ мК}$ доступны в широком диапазоне температур 2–300 К [28] и могут быть включены в состав оборудования ДР.

Полезно также сравнить относительные погрешности расхода, определенные ДР2, для случаев, когда измеряется

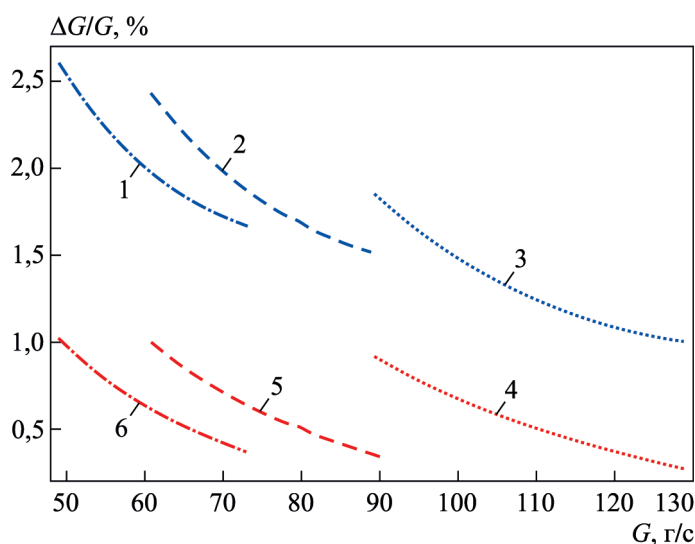


Рис. 4. Относительная погрешность $\Delta G/G$, возникающая при определении массового расхода G при различных значениях массового паросодержания x двухфазного гелия ($T_{\text{нас}} = 4,5 \text{ K}$; $P_{\text{нас}} = 130060 \text{ Па}$).

Графики построены для рабочего диапазона ДР2 11–30 кПа:

1, 2, 3 – Р-датчик; 4, 5, 6 – Т-датчик; 3, 4 – $x = 0,1$; 2, 5 – $x = 0,5$; 1, 6 – $x = 0,9$

Fig. 4. Relative error $\Delta G/G$ vs flowrate G at various values of the mass vapour quality x of two-phase helium ($T_{\text{sat}} = 4,5 \text{ K}$; $P_{\text{sat}} = 130060 \text{ Pa}$). The plots are for the TPF No. 2 operational range 11–30 kPa:

1, 2, 3 – P-sensor; 4, 5, 6 – T-sensor; 3, 4 – $x = 0,1$; 2, 5 – $x = 0,5$; 1, 6 – $x = 0,9$

перепад либо давления, либо температуры на СУ. На рис. 4 показаны результаты такого сравнения. Предполагается, что расходомер работает в определённом выше рабочем диапазоне 11–30 кПа. Кривые, соответствующие случаю, когда измеряется перепад давления при различных массовых паросодержаниях обозначены как «Р-датчик», а случаю, когда измеряется перепад температуры, – «Т-датчик». Для построения кривых «Р-датчик» предполагалось, что датчик давления имеет класс точности 1.0 и погрешность определения температуры составляет 10 мК, в то время как для построения зависимостей «Т-датчик» предполагалось, что погрешность определения температуры составляет 1 мК. Из рис. 4 следует, что относительная погрешность расхода всюду меньше, если он определяется на основе перепада температуры. Так как калибровка датчика давления для сверхнизких температур представляет собой отдельную проблему [29], то какую именно комплектацию измерительного оборудования использовать зависит как от бюджета, так от и технических требований, предъявляемых к ДР.

Закключение. Предложена методика расчёта расхода криогенных двухфазных потоков в бессепарационных расходомерах на базе сужающего устройства, учитывающая уравнения состояния двухфазной среды и позволяющая определять или уточнять значения массового расхода по перепаду температуры на сужающем устройстве.

При выводе основного соотношения, описывающего работу расходомера, не учитывались потери на трение и применено адиабатическое приближение. Экспериментальная калибровка не проведена, так как авторам не известен стенд, обеспечивающий максимальный массовый расход вплоть до 100 г/с (чувствительность ДР максимальна). Если установить расходомер в криогенную систему «Нуклотрона», то такую скорость, в принципе, можно обеспечить, но в настоящее время на «Нуклотроне» нет необходимого оборудования, такого как эталонный однофазный гелиевый расходомер в подающем коллекторе и устройство для изменения массовой доли двухфазных потоков [3]. В данной работе полученные результаты авторы сравнили с результатами методики, предложенной в [14]. Расчётным путём показано, что без учёта состояния двухфазной среды невозможно корректно оценить чувствительность и определить диапазон измерений двухфазного расходомера. Относительная разница в значениях расхода, определённых с помощью двух методик, на примере ДР1 и ДР2 для регламентируемых режимов потоков может достигать 36 %.

Список литературы

1. Khodzhbagiyan H. G. et al., *Phys. Procedia*, 2012, vol. 36, pp. 1083–1086. <https://doi.org/10.1016/j.phpro.2012.06.110>
2. Augustin I., *Nucl. Instrum. Meth. B*, 2007, vol. 261, pp. 1014–1017. <https://doi.org/10.1016/j.phpro.2012.06.110>
3. Khodzhbagiyan H. G., Fischer E., Kovachenko A. D., *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, 2006, vol. 16, no. 2, pp. 411–414. <https://doi.org/10.1109/TASC.2005.864339>
4. Lebrun P., *Cryogenics*, 1994, vol. 34, supp. 1, pp. 1–8. [https://doi.org/10.1016/S0011-2275\(05\)80003-7](https://doi.org/10.1016/S0011-2275(05)80003-7)
5. Norris B. et al., *Adv. Cryog. Eng.*, 1993, vol. 39B, pp. 1185–1192. https://doi.org/10.1007/978-1-4615-2522-6_145
6. Grigory V. Trubnikov, et al. *Proceedings of 11th European Particle Accelerator Conference*, Genoa, Italy, June 23–27, 2008, vol. 8, pp. 2581–2583.
7. Detlef Reschke, *Proceedings of 8th Workshop on RF Superconductivity*, Abano Terme, Padua, Italy, October 6–10, 1997, vol. 2, pp. 385–396.
8. Пат. № 2108567 РФ / Гречко А. Г., Архаров А. М., Архаров И. А., Емельянов М. Г. // Изобретения. Полезные модели. 1998. № 4.
9. Ashmore R. H., Two-phase cryogenic flowmeter: a proof of concept. Master's thesis. (The Florida State University, Florida, 2006).
10. Foster-Miller creates first accurate flow meter for cryogenic liquids. URL: <http://mstarlabs.com/apeng/fosterm.html> (дата обращения: 11.01.2018).
11. Moerk J. S. et al., US Patent no. 5861755 (19 January 1999).
12. Arkharov A. M. et al., *Adv. Cryog. Eng.*, 1998, vol. 43, pp. 795–802. https://doi.org/10.1007/978-1-4757-9047-4_99
13. Lovell T. W., Dresar N. T. V., *AIP Conf. Proc.*, 2006, vol. 823, pp. 273–280. <https://doi.org/10.1063/1.2202426>

14. Filippov Yu. P., Panferov K. S., *Cryogenics*, 2011, vol. 51, no. 11–12, pp. 640–645.
<https://doi.org/10.1016/j.cryogenics.2011.09.013>
15. Filippov Yu. P., Kakorin I. D., Kovrizhnykh A. M., *Cryogenics*, 2013, vol. 57, pp. 55–62.
<https://doi.org/10.1016/j.cryogenics.2013.05.004>
16. Filippov Yu. P., Kakorin I. D., *Cryogenics*, 2016, vol. 79, pp. 63–73. <https://doi.org/10.1016/j.cryogenics.2016.07.015>
17. Arp V. D., McCarty R. D., Friend D., *Thermophysical Properties of Helium-4 from 0.8 to 1500 K with Pressures to 2000 MPa. NIST Technical Note 1334 (revised)*, National Institute of Standards and Technology, 1998. 152 p.
18. Lemmon E. W. et al., *NIST Standard Reference Database 23: Reference Fluid Thermodynamic and Transport Properties-REFPROP, Version 10.0*, National Institute of Standards and Technology, Standard Reference Data Program, Gaithersburg, 2018.
19. Ortiz Vega, Diego O. A new wide range equation of state for helium-4: Ph.D Thesis. (Texas, A&M University, 2013).
20. Schmidt R., Wagner W., *Fluid Phase Equilib.*, 1985, vol. 19, no. 3, pp. 175–200.
[https://doi.org/10.1016/0378-3812\(85\)87016-3](https://doi.org/10.1016/0378-3812(85)87016-3)
21. Jacobsen R. T., Stewart R. B., Jahangiri M., *Int. J. Thermophys.*, 1986, vol. 7, pp. 503–511.
<https://doi.org/10.1007/BF00502385>
22. Jahangiri M. et al., *Int. J. Thermophys.*, 1986, vol. 7, pp. 491–501.
<https://doi.org/10.1007/BF00502384>
23. Alexeyev A. I., Filippov Yu. P., Mamedov I. S., *Cryogenics*, 1991, vol. 31, no. 5, pp. 330–337.
[https://doi.org/10.1016/0011-2275\(91\)90105-6](https://doi.org/10.1016/0011-2275(91)90105-6)
24. Filippov Yu. P., *Cryogenics*, 1999, vol. 39, no. 1, pp. 59–68. [https://doi.org/10.1016/S0011-2275\(98\)00114-3](https://doi.org/10.1016/S0011-2275(98)00114-3)
25. Zivi S. M., *J. Heat Transfer*, 1964, vol. 86, no. 2, pp. 247–251. <https://doi.org/10.1115/1.3687113>
26. Трубников Г. В., Ускорительный комплекс накопительных колец на встречных пучках тяжелых ионов NICA в ОИЯИ. URL: <http://www.myshared.ru/slide/661153> (дата обращения: 26.12.2019).
27. Khodzhbagiyani H. G. et al., *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, 2011, vol. 21, no. 6, pp. 1795–1798.
<https://doi.org/10.1109/TASC.2010.2081334>
28. Dedikov Yu. A., Filippov Yu. P. *Proceedings of 17th International Conference on High-Energy Accelerators*, Dubna, Russian Federation, September 7–12, 1998, pp. 305–307.
29. Zhang J. et al., *Appl. Mech. Mater.*, 2011, vol. 80–81, pp. 698–703.
<https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMM.80-81.698>
3. Khodzhbagiyani H. G., Fischer E., Kovachenko A. D., *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, 2006, vol. 16, no. 2, pp. 411–414.
<https://doi.org/10.1109/TASC.2005.864339>
4. Lebrun P., *Cryogenics*, 1994, vol. 34, supp. 1, pp. 1–8.
[https://doi.org/10.1016/S0011-2275\(05\)80003-7](https://doi.org/10.1016/S0011-2275(05)80003-7)
5. Norris B. et al., *Adv. Cryog. Eng.*, 1993, vol. 39B, pp. 1185–1192. https://doi.org/10.1007/978-1-4615-2522-6_145
6. Grigory V. Trubnikov et al. *Proceedings of 11th European Particle Accelerator Conference*, Genoa, Italy, June 23–27, 2008, vol. 8, pp. 2581–2583.
7. Detlef Reschke. *Proceedings of 8th Workshop on RF Superconductivity*, Abano Terme, Padua, Italy, October 6–10, 1997, vol. 2, pp. 385–396.
8. Grechko A. G. et al., RF Patent no. 2108567 (10.04.1998).
9. Ashmore R. H., Two-phase cryogenic flowmeter: a proof of concept. Master's thesis. (The Florida State University, Florida, 2006).
10. Foster-Miller creates first accurate flow meter for cryogenic liquids, available at: <http://mstarlabs.com/apeng/fosterm.html> (accessed: 11.01.2018).
11. Moerk J. S. et al., US Patent no. 5861755 (19 January 1999).
12. Arkharov A. M. et al., *Adv. Cryog. Eng.*, 1998, vol. 43, pp. 795–802. https://doi.org/10.1007/978-1-4757-9047-4_99
13. Lovell T. W., Dresar N. T. V., *AIP Conf. Proc.*, 2006, vol. 823, pp. 273–280. <https://doi.org/10.1063/1.2202426>
14. Filippov Yu. P., Panferov K. S., *Cryogenics*, 2011, vol. 51, no. 11–12, pp. 640–645.
<https://doi.org/10.1016/j.cryogenics.2011.09.013>
15. Filippov Yu. P., Kakorin I. D., Kovrizhnykh A. M., *Cryogenics*, 2013, vol. 57, pp. 55–62.
<https://doi.org/10.1016/j.cryogenics.2013.05.004>
16. Filippov Yu. P., Kakorin I. D., *Cryogenics*, 2016, vol. 79, pp. 63–73. <https://doi.org/10.1016/j.cryogenics.2016.07.015>
17. Arp V. D., McCarty R. D., Friend D. *Thermophysical Properties of Helium-4 from 0.8 to 1500 K with Pressures to 2000 MPa. NIST Technical Note 1334 (revised)*. National Institute of Standards and Technology, 1998. 152 p.
18. Lemmon E. W. et al., *NIST Standard Reference Database 23: Reference Fluid Thermodynamic and Transport Properties-REFPROP, Version 10.0*, National Institute of Standards and Technology, Standard Reference Data Program, Gaithersburg, 2018.
19. Ortiz Vega, Diego O., A new wide range equation of state for helium-4: Ph.D Thesis. (Texas, A&M University, 2013).
20. Schmidt R., Wagner W., *Fluid Phase Equilib.*, 1985, vol. 19, no. 3, pp. 175–200. [https://doi.org/10.1016/0378-3812\(85\)87016-3](https://doi.org/10.1016/0378-3812(85)87016-3)
21. Jacobsen R. T., Stewart R. B., Jahangiri M., *Int. J. Thermophys.*, 1986, vol. 7, pp. 503–511.
<https://doi.org/10.1007/BF00502385>
22. Jahangiri M. et al., *Int. J. Thermophys.*, 1986, vol. 7, pp. 491–501. <https://doi.org/10.1007/BF00502384>
23. Alexeyev A. I., Filippov Yu. P., Mamedov I. S., *Cryogenics*, 1991, vol. 31, no. 5, pp. 330–337.
[https://doi.org/10.1016/0011-2275\(91\)90105-6](https://doi.org/10.1016/0011-2275(91)90105-6)
24. Filippov Yu. P., *Cryogenics*, 1999, vol. 39, no. 1, pp. 59–68. [https://doi.org/10.1016/S0011-2275\(98\)00114-3](https://doi.org/10.1016/S0011-2275(98)00114-3)

References

1. Khodzhbagiyani H. G. et al., *Phys. Procedia*, 2012, vol. 36, pp. 1083–1086.
<https://doi.org/10.1016/j.phpro.2012.06.110>
2. Augustin I., *Nucl. Instrum. Meth. B*, 2007, vol. 261, pp. 1014–1017. <https://doi.org/10.1016/j.phpro.2012.06.110>

25. Zivi S. M., *J. Heat Transfer*, 1964, vol. 86, no. 2, pp. 247–251. <https://doi.org/10.1115/1.3687113>

26. Trubnikov G. V., Uskoritel'nyi kompleks nakopitel'nykh kolets na vstrechnykh puchkakh tyazhelykh ionov NICA v OIYaI, available at: <http://www.myshared.ru/slide/661153> (accessed: 26.12.2019).

27. Khodzhbagiyan H. G. et al., *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, 2011, vol. 21, no. 6, pp. 1795–1798. <https://doi.org/10.1109/TASC.2010.2081334>

28. Dedikov Yu. A., Filippov Yu.P. *Proceedings of 17th International Conference on High-Energy Accelerators*, Dubna, Russian Federation, September 7–12, 1998, pp. 305–307.

29. Zhang J. et al., *Appl. Mech. Mater.*, 2011, vol. 80–81, pp. 698–703. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMM.80-81.698>

Дата поступления: 13.04.2020.

Дата принятия: 29.04.2020.

Technique for flowrate calculation of cryogenic two-phase flows in Venturi flowmeters without separation.

Ivan A. Arkharov¹, Igor D. Kakorin²

¹The Bauman Moscow State Technical University, Moscow, Russian Federation, e-mail: arkharov@bmstu.ru

²Joint Institute for Nuclear Research, Dubna, Russian Federation, e-mail: kakorin@jinr.ru

A technique for calculating the flowrate of cryogenic two-phase flows in separationless flowmeters based on a venturi is proposed. The technique takes into account the equation of state of the two-phase medium, that is changes in density, mass vapour quality and temperature of cryogens two-phase flows against pressure in the venturi. It is shown that without an accounting of the flow parameters evolution, an additional flowrate error appears and therefore it is impossible to correctly determine the sensitivity and measurement range of the flowmeter. The most optimal measurement range of the pressure drop is chosen as well as a method of the flowrate measuring by the temperature difference across the venturi is proposed. The problem of determining the flowrate of two-phase cryogenic flows is topical for accelerator, aerospace and gas-transport engineering.

Key words: Two-phase cryogenic flows, separationless flowmeter, Venturi, helium.