

Math-Net.Ru

Общероссийский математический портал

А. И. Ивандаев, Б. И. Нигматулин, Применение модели дисперсно-кольцевого потока к расчету двухфазных критических течений, *ТВТ*, 1977, том 15, выпуск 3, 573–580

Использование Общероссийского математического портала Math-Net.Ru подразумевает, что вы прочитали и согласны с пользовательским соглашением

<http://www.mathnet.ru/rus/agreement>

Параметры загрузки:

IP: 34.239.153.44

6 ноября 2024 г., 08:11:27



УДК 532.54:532.529.5

ПРИМЕНЕНИЕ МОДЕЛИ ДИСПЕРСНО-КОЛЬЦЕВОГО ПОТОКА К РАСЧЕТУ ДВУХФАЗНЫХ КРИТИЧЕСКИХ ТЕЧЕНИЙ

А. И. Ивандеев, Б. И. Нигматуллин

Обсуждаются вопросы применения модели дисперсно-кольцевого потока с эффективным монодисперсным ядром [1] к расчету максимальных (критических) расходов парожидкостных смесей через длинные трубы. Проанализированы возможности обобщения опубликованных в литературе опытных данных. Исследовано влияние основных определяющих параметров — интенсивности испарения, диаметра капель, срываемых с поверхности пленки, и начального диаметра капель на входе в трубу на процесс формирования критических условий в выходном сечении. Определены соответствующие константы модели. Проведена обработка экспериментальных данных [2, 3]. Установлено, что в исследованном диапазоне режимных параметров расчетные и экспериментальные значения критических расходов и профили давления вдоль канала удовлетворительно согласуются между собой. Несоответствие расчетных и экспериментальных значений критических давлений и паросодержаний может быть связано с недостаточной точностью методик определения этих величин в опытах.

По исследованию двухфазных критических течений в длинных и коротких трубах опубликовано много теоретических и экспериментальных работ [1, 4–7]. В этой работе содержатся результаты исследований по применению модели [1] к расчету критических течений пароводяных смесей в длинных трубах.

1. Проверить применимость той или иной гидродинамической модели к расчету критических расходов двухфазных смесей в различных условиях истечения можно лишь путем широкого сопоставления результатов численных расчетов с экспериментальными данными. При этом следует сопоставлять не только величины расходов, но и профили параметров потока вдоль каналов. К сожалению, в большинстве опубликованных экспериментальных работ [2–4, 6–10] систематические данные о профилях параметров критических потоков отсутствуют*. Нет сведений об условиях проведения экспериментов в целом, в частности о параметрах на входе в экспериментальный участок. Результаты опытов представлены лишь в виде локальных зависимостей

$$G_c = G_c(p_c, x_{1c}).$$

Здесь G_c — критический расход, p_c и x_{1c} — давление и массовое расходное паросодержание в выходном (критическом) сечении трубы. Возможности обобщения опытных данных экспериментальных работ такого рода практически отсутствуют. Эти данные можно применять лишь в условиях, в точности соответствующих условиям самих экспериментов.

Критическим давлением p_c большинство экспериментаторов называют давление, определяемое путем линейной экстраполяции эксперименталь-

* Такие параметры, как истинное паросодержание, давление, скорость газа, толщина жидкой пленки и т. д., могут быть измерены непосредственно. Методики проведения соответствующих измерений имеются в [11].

ного профиля на конец трубы. Под критическим массовым расходным паросодержанием x_{1c} обычно понимают паросодержание в точке с давлением p_c , вычисленное из уравнения теплового баланса для термодинамически равновесного потока. Следует иметь в виду, что определяемые таким образом значения p_c и x_{1c} ничего общего с реальными значениями давлений и паросодержаний в критических сечениях не имеют. При приближении к критическому сечению выхода из трубы градиенты большинства параметров потока стремятся к бесконечности: в зоне одного — двух диаметров от выходного сечения реализуется сильная термодинамическая

Таблица 1

Номер режима	Источник данных	Номер опыта по первоисточнику	$D, мм$	L/D	$p_0, бар$	x_{10}	Эксперимент		Расчет	
							$G_{c1}, кг/м^2 \cdot с$	$p_{c1}, бар$	$G_{c1}, кг/м^2 \cdot с$	$p_{c1}, бар$
I	[2]	TS-II-9	6,83	179	24,5	0,177	6180	8,6	5950	5,1
II	»	TS-II-39	6,83	179	13	0,188	3190	4,2	3190	2,8
III	»	TS-II-43	6,83	179	19,5	0,196	4870	6,7	4650	4,1
IV	»	TS-II-71	6,83	179	26	0,490	4000	8,4	4000	7,3
V	»	TS-IV-6	3,18	193	32	0,032	11200	13,1	11200	7,0
VI	»	TS-IV-21	3,18	385	42,5	0,076	9800	14,5	9650	6,5
VII	[3]	—	10,9	19,7	19,6	0,040	12500	12,7	11500	5,0

неравновесность [1]. В связи с этим истинные критические давление и паросодержание могут сильно отличаться от указанных выше равновесных значений, используемых обычно при обработке опытных данных.

Среди известных авторам экспериментальных работ* наиболее последовательными являются работы [2, 3], где имеются данные по профилям давлений вдоль трубы в условиях критического течения, а также полное описание условий проведения опытов. В [2] исследовалось критическое истечение смеси из двух экспериментальных трубок с внутренними диаметрами 3,18 и 6,83 мм соответственно. Двухфазная смесь приготавливалась путем смешения пара и воды. Смеситель находился на расстоянии $\sim 1,5 м$ (200—500 диаметров трубы) от входа в экспериментальный участок. Общий расход смеси G определялся по измеренным расходам пара и воды перед смесителем. Массовое расходное паросодержание на входе в экспериментальный участок вычислялось из уравнения теплового баланса. Давление вдоль трубы измерялось в шести сечениях, последняя точка отбора находилась на расстоянии одного диаметра от выхода из трубы. Критическое давление определялось путем линейной экстраполяции измеренного профиля на выходное сечение. Относительная погрешность измерения удельного расхода не превышала $\pm 5\%$ при его абсолютной величине не более $5 \cdot 10^3 кг/м^2 \cdot с$.

Эксперименты по критическому истечению двухфазной смеси из резервуара высокого давления были выполнены в [3] для труб диаметром 10—50 мм. Давление по длине канала измерялось в четырех точках, последний отбор давления производился на расстоянии 5 мм от выходного сечения канала. Критическое давление определялось способом линейной экстраполяции. Была предпринята попытка измерения истинного паросодержания в окрестности выходного сечения, однако каких-либо конкретных результатов получено не было.

Для детальной иллюстрации результатов сопоставления расчетных данных с опытными из [2, 3] выбраны семь характерных экспериментов и

* Речь идет о работах по исследованию критических течений двухфазных смесей достаточно высоких паросодержаний в условиях реализации дисперсно-кольцевых структур течения (длинные трубы).

соответствующие им семь характерных режимов критических течений. Исходная информация об этих режимах имеется в табл. 1. Для удобства последующих ссылок все режимы пронумерованы.

2. Обсудим вопросы методики теоретической обработки экспериментальных данных по критическим (дисперсно-кольцевым) течениям парожидкостных смесей в длинных каналах. Из всех параметров двухфазного потока на входе в экспериментальный участок непосредственно из опыта обычно известны лишь два: массовое расходное паросодержание x_{10} и давление p_0 . Для проведения расчетов по модели [1] (решения задачи Коши соответствующей системы обыкновенных дифференциальных уравнений) необходимо задать еще ряд параметров потока: температуры составляющих смеси T_{10}, T_{20}, T_{30} , скольжения K_{20}, K_{30} , массовое расходное содержание жидкости в пленке x_{20} и эффективный диаметр капель, диспергированных в ядре потока, d_{30} . Методически правильно задавать параметры потока на входе в канал для конкретных условий истечения особенно важно при достаточно малых паросодержаниях, когда скорости течения и связанные с ними интенсивности обменных процессов малы. В этом случае длина участка установления динамического равновесия (участка стабилизации) в численном решении сравнима с общей длиной канала, и его влияние на историю течения становится существенным. Для течений больших начальных паросодержаний ($x_{10} > 0,3-0,4$) участок стабилизации решения как правило мал, и произвол задания начальных скольжений, перегревов (переохлаждений), а также содержания жидкости в пленке практического влияния на процесс истечения в целом не оказывает.

Далее вопрос о задании параметров потока на входе в рассчитываемый канал в основном рассмотрен в плане обработки экспериментальных данных типа [2, 3] по критическому истечению пароводяных смесей из длинных труб. В этом случае можно считать, что начальные параметры потока на входе в рассчитываемый участок не являются произвольными. Они вырабатываются в результате динамического взаимодействия между составляющими смеси при прохождении участка стабилизации. Характер их дальнейшего изменения — монотонный. С учетом этого можно предложить следующий способ корректного задания неизвестных параметров потока на входе в канал (способ корректировки начальных данных). Сначала они задаются произвольно: строится соответствующее численное решение, из которого определяются динамически равновесные значения параметров потока, формирующиеся на «участке стабилизации» после выхода профилей параметров в зоны плавного монотонного изменения. Искомые значения параметров на входе в первом приближении могут быть получены линейной экстраполяцией соответствующих монотонных профилей на координату сечения входа. При массовых расходных паросодержаниях $x_{10} > 0,1-0,2$ точность первого приближения, как правило, достаточна и необходимость повторения процедуры отсутствует.

Следует оценить относительное влияние произвола задания начальных данных на критическое течение в целом. Вариации начальных температур и скольжений на общую историю течения влияют весьма слабо. Это связано с тем, что времена релаксации соответствующих процессов малы, а разумный произвол задания соответствующих начальных параметров невелик (известно, например, что температуры составляющих потока на входе в трубу практически равны равновесной температуре насыщения). Значительное влияние на формирование критических условий в выходном сечении трубы могут оказать начальный относительный расход жидкости в пленке x_{20} и эффективный среднemasсовый диаметр капель на входе в трубу d_{30} . Это связано с тем, что при различных распределениях жидкости в ядре и между ядром и пленкой реализуются существенно разные поверхности массообмена и силы межфазного трения. В результате темпы изменения параметров потока вдоль канала могут быть существенно раз-

ными.

Тщательное сопоставление результатов расчетов с экспериментальными данными [2, 3] показывает, что для соответствующих условий проведения опытов определять реальные значения относительных расходов жидкости в пленке на входе в экспериментальный участок можно с помощью упомянутого выше способа корректировки начальных данных. Однако для задания эффективного (среднемассового) диаметра капель в ядре потока на входе в канал указанный способ неприменим, так как характерное время изменения диаметра очень велико. При этом эффективный диаметр может зависеть от целого ряда факторов, как субъективных (конструкция смесителя), так и от достаточно объективных (режим течения и связанные с ним процессы дробления, испарения, конденсации, срыва и осаждения).

Если конструкция смесителя не предполагает принудительного мельчайшего диспергирования жидкой фазы, то искомый среднемассовый диаметр капель формируется исключительно в результате динамического взаимодействия между жидкой и паровой фазами на участке стабилизации. После возможного дробления эффективный диаметр капель непрерывно уменьшается в меру их испарения, а также процессов срыва и осаждения [1] (срываются с пленки капли меньшего, а осаждаются большего диаметров), стремясь к своему динамически равновесному значению d_{23} — диаметру срываемых капель. Степень его приближения к d_{23} зависит от условий течения, длины участка стабилизации и других факторов.

Некоторые оценки и расчеты показывают, что среднемассовый диаметр капель в ядре в произвольном сечении достаточно длинного канала d_{3m} пропорционален диаметру капель, срываемых с пленки в данном сечении d_{23} ($d_{3m} = kd_{23}$, $k = \text{const}$). Таким образом, средний диаметр капель жидкости на выходе из участка стабилизации (входе в экспериментальный участок) и диаметр капель жидкости, срываемых с поверхности пленки, определяются следующими соотношениями (см. [1]):

$$d_{23} = k_1 \left[\frac{\mu_2 (\sigma_2 / \rho_2^0)^{1/4}}{\rho_1^0 (u_1 - u_2')^2} \right]^{3/4}, \quad d_{3m0} = k_2 \left[\frac{\mu_2 (\sigma_2 / \rho_2^0)^{1/4}}{\rho_1^0 (u_1 - u_2')^2} \right]_0^{3/4}. \quad (1)$$

Можно полагать, что для условий проведения опытов [2] среднемассовый диаметр капель на входе в экспериментальный участок незначительно отличался от соответствующего локального значения диаметра срываемых капель ($k_2 \approx 3 - 5k_1$). Безразмерные константы k_1 и k_2 в соотношениях (1) следует рассматривать как константы модели критического потока [1], конкретные значения которых соответствуют условиям течения*.

Ранее модель дисперсно-кольцевого потока применялась к исследованию стационарных докритических течений парожидкостных смесей [13, 14]. Параметры (константы) модели были определены (уточнены) при сравнении численных решений с экспериментальными данными по гидродинамическим сопротивлениям, расходам жидкости в пленке, кризису теплообмена второго рода и т. д. Точность определения констант была удовлетворительной с точки зрения практических расчетов низкоскоростных двухфазных потоков дисперсно-кольцевой структуры.

Для корректного расчета высокоскоростных (критических) течений необходимо уточнить ряд констант, в частности константу в соотношении (1) для диаметра срываемых капель (при малых скоростях диаметр капель в ядре потока практического влияния на историю течения не оказывал [13]) и константу Φ в соотношениях для интенсивности неравновесных фазовых превращений на единице длины канала

$$J_{12} = \begin{cases} \pi(1+\chi)D_1\Phi l \frac{T_s - T_1}{T_s}, & T_s > T_1 \\ 0, & T_s \leq T_1 \end{cases};$$

* Это замечание в основном относится к k_2 . Рекомендуемые в [12] значения k_1 достаточно конкретны ($k_1 = 100 \div 300$).

$$\begin{aligned}
 J_{21} &= \begin{cases} \pi(1+\chi)D_1\Phi l \frac{T_3' - T_s}{T_s}, & T_2' > T_s \\ 0, & T_s \leq T_1 \end{cases}; \\
 J_{13} &= \begin{cases} 6 \frac{\alpha_3 F_1}{d_{3\sigma}} \Phi l \frac{T_s - T_1}{T_s}, & T_s > T_1 \\ 0, & T_s \leq T_1 \end{cases}; \\
 J_{31} &= \begin{cases} 6 \frac{\alpha_3 F_1}{d_{3\sigma}} \Phi l \frac{T_3 - T_s}{T_s}, & T_3 > T_s \\ 0, & T_3 \leq T_s \end{cases}
 \end{aligned} \tag{2}$$

(при малых скоростях изменения константы Φ в широком диапазоне реальных значений на состояние потока не влияет — в любом сечении канала поток остается насыщенным).

В условиях высокоскоростных критических течений влияние k_1 и Φ на характер изменения параметров потока становится существенным. Возникает задача уточнения этих констант, которая может быть решена при сопоставлении численных расчетов с экспериментальными данными. Детальное сопоставление не может быть выполнено из-за отсутствия экспериментальных данных по профилям каких-либо других (кроме давления) параметров вдоль трубы в критических условиях. Возможно лишь сопоставление по давлению, например с опытами [2, 3]. Результаты такого сопоставления для критических режимов II и V табл. 1 представлены на рис. 1. Теоретические кривые построены для различных совокупностей значений констант Φ , k_1 , k_2 , приведенных в табл. 2; здесь же приведены расчетные значения массовых расходных паросодержаний x_{1c} , давлений p_c и диаметров капель d_c в выходном сечении трубы*.

Результаты предварительных расчетов позволили исследовать характер влияния констант Φ , k_1 , k_2 на наступление критических условий. Оказалось, что влияние константы Φ , задающей интенсивность фазовых превращений, является достаточно существенным, особенно при малых паросодержаниях (сравним кривые 1, 3, 5 и 6 рис. 1). Увеличение Φ и обусловленный этим переход к более «равновесному» течению вызывает уменьшение критической длины канала (приближение критического сечения к начальной). Контроль температур показывает, что при $\Phi = 10^{-4}$ кг·с/м⁴ двухфазный поток «равновесен» практически всюду, за исключением относительно малой зоны вблизи выхода из трубы. Дальнейшее увеличение Φ (до 10^{-3} кг·с/м⁴) практического влияния на профили параметров вдоль трубы не оказывает (сравним кривые 1 и 3 рис. 1). Изменение константы Φ влияет на критические значения паросодержания и давления в выходном сечении. Это влияние увеличивается при уменьшении паросодержания потока на входе в трубу (увеличении массового содержания жидкой фазы потока и уменьшении скорости течения). В окрестности сечения выхода из трубы (в зоне одного — двух диаметров при $\Phi = 10^{-4}$ кг·с/м⁴) поток температурно неравновесен (метастабилен). Учет этой метастабильности существен для определения конкретных значений критических параметров. Степень влияния Φ на паросодержание и давление в критическом сечении канала видна из рис. 2 (режим V табл. 1).

На рис. 1 показано также влияние констант k_1 (срывного диаметра капель) и k_2 (начального диаметра капель) на формирование профиля давления. Видно, что уменьшение этих констант в два и четыре раза приводит к некоторому возрастанию градиентов и сокращению критической длины.

Окончательные значения констант Φ , k_1 , k_2 определялись из условия

* Точность определения параметров потока в критическом сечении контролировалась аналогично [1].

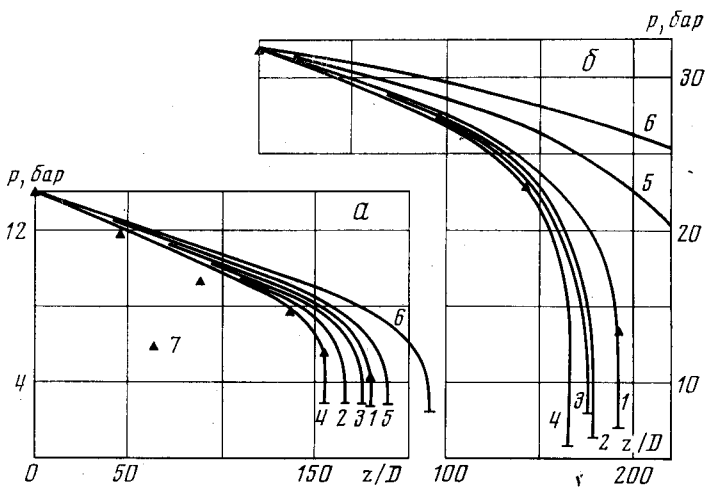


Рис. 1. Сопоставление расчетных и экспериментальных профилей давления вдоль трубы в условиях критического течения: *a* — режим II; *б* — режим V табл. 1; кривые 1—6 соответствуют различным наборам значений констант табл. 2; 7 — экспериментальные значения давления

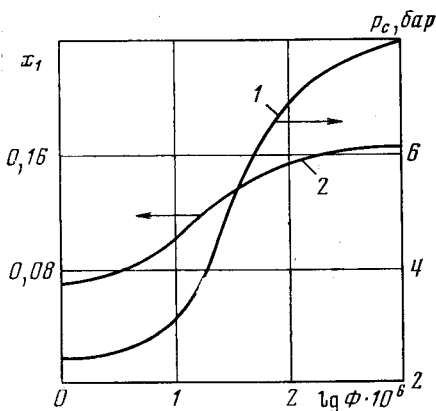


Рис. 2

Рис. 2. Влияние параметра Φ на паросодержание и давление в критическом сечении: 1 — паросодержание x_{1c} ; 2 — давление p_c (режим V табл. 1)

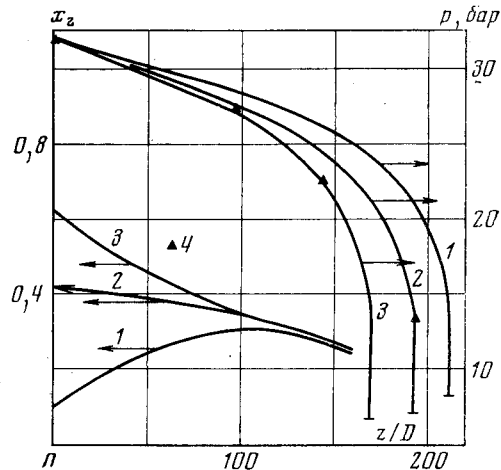


Рис. 3

Рис. 3. Изменение относительного расхода жидкости в пленке и давления вдоль канала при изменении расхода жидкости в пленке на входе в канал: 1 — $x_{20}=0,1$; 2 — 0,42; 3 — 0,6; 4 — экспериментальные значения давления (режим V табл. 1)

наилучшего совпадения теоретических и экспериментальных расходов и профилей давления вдоль канала для «предельных» режимов с малым (режим II табл. 1) и большим (режим IV табл. 1) паросодержанием на входе в канал. Из сопоставлений расчетов с опытом для режима V с малым входным паросодержанием, где влияние проявляется сильнее, был сделан вывод, что константа Φ , по-видимому, имеет порядок 10^{-4} кг·с/м⁴ (при меньших Φ и разумных значениях констант k_1, k_2 хорошее совпадение экспериментальных и расчетных профилей давления не наблюдается). Дальнейшие сопоставления показали, что значение $k_1=200$, рекомендуемое в [12], является удовлетворительным. Что касается k_2 , то для условий рассматриваемых опытов она, по-видимому, близка к $4k_1$, т. е. $k_2 \approx 800$. Все

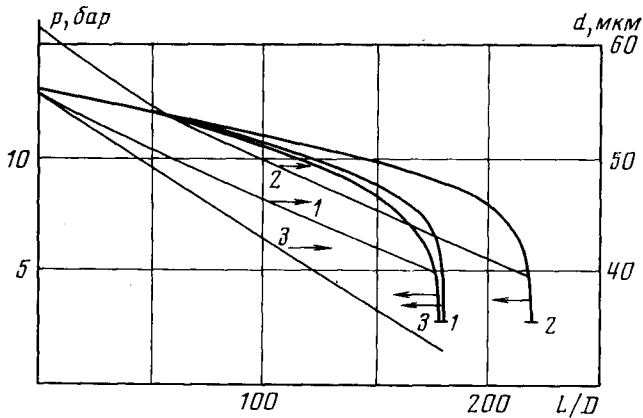


Рис. 4. Влияние диаметра канала на профили давления и среднемассового диаметра капель (режим II табл. 1):
 1 — $D=68,3$ мм, $G=3360$ кг/м²·с; 2 — $68,3$ мм, 3190 кг/м²·с; 3 — $6,83$ мм, 3190 кг/м²·с

дальнейшие расчеты, связанные с обработкой совокупности экспериментальных данных [2, 3], проводились с использованием выбранных значений Φ , k_1 , k_2 .

Для иллюстрации влияния произвола задания относительного расхода жидкости в пленке на входе в канал на процесс развития критического течения достаточно малого паросодержания представлен рис. 3. Здесь показаны профили расхода в пленке x_2 и давления p вдоль трубы, соответствующие различным начальным значениям x_{20} . Наиболее близка к экспериментальным точкам давления кривая 2, соответствующая $x_{20}=0,42$ (данное

Таблица 2

Номер	Φ , кг·с/м ⁴	k_1	k_2	x_{1c}		d_c , мм		p_c , бар	
				II	V	II	V	II	V
1	10^{-4}	200	800	0,25	0,156	35	55	2,8	7,0
2	10^{-4}	100	400	0,25	0,149	15	30	2,8	6,1
3	10^{-3}	200	800	0,26	0,163	35	60	2,9	8,0
4	10^{-4}	50	200	0,25	0,135	10	15	2,8	5,0
5	10^{-5}	200	800	0,24	0,102	30	40	2,6	3,0
6	10^{-6}	200	800	0,22	0,075	30	25	2,3	2,5

значение x_{20} найдено упомянутым ранее способом корректировки начальных данных в результате «второго приближения»).

Анализировалось влияние изменения расхода смеси на реализацию критических условий течения. Установлено, что незначительное изменение расхода (эквивалентное экспериментальным 3—5% погрешностям его определения) приводит к достаточно сильным изменениям критических длин каналов. Таким образом, неточность задания констант модели (подобранных из условия совпадения критических длин и профилей) не должна приводить к большим погрешностям определения критических расходов.

Расчетные значения критических расходов и давлений для экспериментальных режимов табл. 1 представлены здесь же. Видно, что расчетные значения критических расходов мало отличаются от экспериментальных. Неудовлетворительное соответствие расчетных и экспериментальных значений критических давлений может быть обусловлено неточностью их

определения в опытах, связанной с применением линейной экстраполяции для вычисления давления в выходном сечении по его экспериментальному профилю вдоль канала.

С использованием разработанной методики выполнена обработка совокупности экспериментальных данных [2, 3] по критическим расходам пароводяных смесей через длинные трубы. Установлено, что во всем исследованном диапазоне паросодержаний и давлений на входе в канал ($x_{10} = 0,03 - 1,0$, $p_0 = 10 - 50$ бар) отклонение расчетных значений критических расходов от экспериментальных не превосходит 10% и как правило соответствует экспериментальным погрешностям их определения.

Интересно оценить влияние изменения внутреннего диаметра канала на характер критического течения. На рис. 4 для условий режима II табл. 1 показаны расчетные профили давлений и среднемассовых диаметров капель для труб с внутренними диаметрами 6,83 и 68,3 мм соответственно. Из сопоставления кривых 1 и 3 видно, что увеличение диаметра приводит к снижению темпа падения давления и увеличению критической относительной длины канала L/D (темп изменения среднемассового диаметра капель в ядре потока также уменьшается). Отсюда можно сделать вывод, что при равной относительной длине канала и одинаковых условиях на входе в него удельный критический расход смеси возрастает с увеличением диаметра (для условий режима II из табл. 1 с $G_c = 3190$ до $G_c \approx 3360$ кг/см²·с, см. кривую 2 рис. 4). Это обстоятельство следует учитывать при использовании экспериментальных данных, полученных на трубах малого диаметра.

Результаты работы показывают, что разрабатываемый авторами газодинамический подход к исследованию двухфазных критических течений может с успехом быть использован для проведения практических расчетов. В рамках этого подхода можно обобщать экспериментальные данные с труб малого на трубы больших диаметров, а данные по воздуховодяным и пароводяным смесям — на смеси, прямые эксперименты с которыми невозможны или дорогостоящи.

Авторы выражают благодарность В. Н. Николаеву за помощь в проведении расчетов.

Обозначения: G — удельный массовый расход смеси; p — давление; D — диаметр трубы; L — длина трубы; x_j — относительный массовый расход j -й составляющей смеси; x_1 — массовое расходное паросодержание; K_2 — скольжение между паром и пленкой; K_3 — скольжение между паром и каплями; T — температура; d — диаметр капель в ядре; ρ^0 — истинная плотность; U — скорость; μ — коэффициент динамической вязкости; σ — коэффициент поверхностного натяжения; α_3 — объемное содержание капель в ядре потока; F_1 — площадь поперечного сечения ядра; l — теплота парообразования; δ — толщина жидкой пленки.

И н д е к с ы: 1, 2, 3 указывают на принадлежность величины к пару, жидкой пленке и каплям соответственно; s — параметры на линии насыщения; c — параметры в критическом сечении; 0 — параметры на входе в канал; m — среднемассовый; σ — среднеповерхностный; $'$ — параметры на поверхности пленки.

Институт механики МГУ
НПО «Энергия»

Поступила в редакцию
8 IV 1976

ЛИТЕРАТУРА

1. Б. И. Нигматулин, А. И. Ивандаев. ТВТ, 15, № 1, 1977.
2. Н. К. Fauske. ANL 6633, 1964.
3. Н. Ogasawara. Bull JSME, 12, № 52, 1969.
4. Л. Тонг. Теплоотдача при кипении и двухфазное течение. «Мир», 1969.
5. А. И. Ивандаев, Р. И. Нигматулин. ТВТ, 10, № 5, 1972.
6. J. J. Hsu. NASA Rept. № TND-6814, 1972.
7. Г. В. Циклаури, В. С. Данилин, Л. И. Селезнев. Адиабатные двухфазные течения. Атомиздат, 1973.
8. D. Edmond, R. Smith. Symp. on two-phase flow, Exeter, 1, 1965.
9. А. И. Гужов, В. Ф. Медведев. Теплоэнергетика, № 8, 1966.
10. Р. Е. Henry. ANL 7430, 1968.
11. П. Л. Кириллов, Н. М. Комаров, В. И. Субботин и др. Отчет ФЭИ-421, 1973.
12. М. Адельберг. Ракетная техника и космонавтика, № 6, 1968.
13. Б. И. Нигматулин. ПМТФ, № 6, 1971.
14. Б. И. Нигматулин. ПМТФ, № 4, 1973.