

УДК 621.793

## **ИССЛЕДОВАНИЕ ЭЖЕКТОРНОЙ СХЕМЫ ФОРМИРОВАНИЯ ГЕТЕРОГЕННЫХ СВЕРХЗВУКОВЫХ ПОТОКОВ В УСЛОВИЯХ ХОЛОДНОГО ГАЗОДИНАМИЧЕСКОГО НАПЫЛЕНИЯ\***

**С.В. КЛИНКОВ, В.Ф. КОСАРЕВ, А.А. СОВА**

*Институт теоретической и прикладной механики  
им. С.А. Христиановича СО РАН, Новосибирск*

Экспериментально исследована эжекторная схема формирования сверхзвуковых гетерогенных потоков применительно к условиям, реализуемым при холодном газодинамическом напылении. Приведены распределения давления и температуры в сверхзвуковой части сопла и определены критические режимы его работы. Рассмотрены особенности и преимущества, свойственные указанной схеме, при ее практическом применении. Представлены результаты предварительных экспериментов по нанесению покрытий с использованием исследуемой конструкции соплового узла.

### **ВВЕДЕНИЕ**

Метод ХГН, основанный на явлении холодного газодинамического напыления, обнаруженном в ИТПМ СО РАН, является эффективным способом нанесения порошковых покрытий [1, 2]. Процесс происходит при сравнительно низких, по сравнению с другими методами порошкового напыления, температурах, что практически исключает окисление, влияющее на свойства и состав покрытий [3, 4, 5], и т. д. Наиболее распространенная схема реализации процесса ХГН состоит в том, что частицы порошка под действием избыточного давления газа из дозатора подаются в форкамеру сверхзвукового сопла Лавала, в которой поддерживается типичный уровень давления 1,5–2,0 МПа. Далее они разгоняются в сверхзвуковом сопле до скорости ~ 400–1200 м/с. После прохождения участка свободной струи и ударного сжатого слоя перед преградой, происходит удар частиц о поверхность преграды, в результате чего возникает адгезия между частицами и поверхностью.

Однако данной схеме ХГН присущи некоторые недостатки. Например, частицы из дозатора необходимо подавать под давлением, превышающим давление в форкамере сверхзвукового сопла (обычно 1,5–2,0 МПа). Дозатор, рассчитанный на высокое давление, имеет сложную конструкцию, а также не позволяет производить досыпку порошка в бункер без полной остановки процесса напыления. Кроме того, частицы перемешиваются с рабочим газом непосредственно в форкамере сопла и далее (в критическом сечении и на протяжении сверхзвукового участка сопла) взаимодействуют с его стенками. Это приводит к эрозии, а в некоторых случаях — к осаждению напыляемых частиц на стенках сопла, что сокращает эксплуатационный срок соплового узла. Устранение этих недостатков позволило бы упростить реализацию ХГН и расширить возможности практического

---

\* Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ (гранты 06-08-00302, 05-07-90172).

применения этого метода. Одно из возможных решений этих проблем состоит в применении вместо обычных сопел Лавала эжекторных сверхзвуковых сопел с кольцевой формой критического сечения.

Основные закономерности функционирования сверхзвуковых эжекторов можно найти, например, в работах [6, 7]. Для формирования сверхзвуковых гетерофазных потоков в условиях ХГН применялась схема эжектора, в которой пространство между стенками усеченного конуса и смесительной камеры образует расширяющееся сверхзвуковое сопло, по которому движется эжектирующий поток. Эжектируемый поток с частицами поступает через отверстие на оси усеченного конуса.

Упрощенная картина взаимодействия потоков в эжекторе следующая. При увеличении давления в эжектирующем потоке расход эжектируемого потока сначала увеличивается. При определенном значении давления в эжектирующем потоке в некотором сечении эжектируемого потока скорость достигает критического значения, т. е. происходит переход ее через скорость звука. Такой режим работы эжектора называется критическим.

Как правило, процесс смешения газовых потоков сопровождается формированием сложной ударно-волновой структуры и одновременно развитого турбулентного пограничного слоя, что приводит к отрыву и сильному искажению идеальной картины смешения. Данное обстоятельство значительно ограничивает пределы применимости простых методов расчета. Разработанные в настоящее время точные методы расчета очень трудоемки и требуют достаточно большого времени вычисления. Наличие твердой фазы в потоке еще сильнее усложняет задачу. Поэтому наиболее приемлемым решением является построение полуэмпирических методов расчета, совмещающих в себе некоторые общие теоретические предпосылки и экспериментально измеренные величины. В настоящей работе основной упор делается на представлении экспериментальных результатов.

В результате смешения потоков частицы на некотором расстоянии достигают стенок сопла, что, как указывалось ранее, нежелательно. Естественное решение этой проблемы — уменьшение длины камеры смешения. Иными словами, можно попытаться добиться, чтобы частицы покидали сопло до того, как они достигнут стенок. Однако уменьшение длины камеры смешения повлечет за собой ухудшение смешения потоков, что приведет к неравномерности выходящей из сопла свободной струи и соответственно к неравномерному разгону частиц, а также уменьшению скорости частиц на выходе. А это, в свою очередь, ухудшает процесс формирования покрытия. Таким образом, возникает необходимость провести теоретические оценки, сконструировать экспериментальный сопловой узел, состоящий из эжекторного сопла с центральным телом, экспериментально исследовать режимы работы эжектора с кольцевой формой критического сечения и исследовать процесс смешения потоков с целью выявления минимально возможной длины камеры смешения.

#### РАСЧЕТ ЭЖЕКТОРА

Представленные здесь предварительные эксперименты проводились без внедрения частиц в поток, предполагая, что двухфазность потоков в условиях реального напыления не окажет особого влияния на работу эжектора в связи с относительно небольшими объемными концентрациями частиц при реализации ХГН ( $\varphi \leq 10^{-4}$ ). Поэтому результаты и выводы исследований, проведенных с эжектором, использующим “чистые” потоки воздуха, можно применить для оценочных расчетов и конструирования сопел, работающих с двухфазными потоками.

Согласно работам [6, 7], параметры газовых потоков на входе и выходе сопла связаны следующим соотношением:

$$\sqrt{(n+1)(n+n\theta+\vartheta)}z(\lambda_3) = z(\lambda_1) + n\sqrt{\theta}z(\lambda_2). \quad (1)$$

Здесь  $z(\lambda) = \lambda + 1/\lambda$  — газодинамическая функция,  $\lambda_1$  — скоростной коэффициент эжектирующего потока, зависящий от геометрии сверхзвукового сопла, то есть отношения  $S_{cr}/S_1$ ,  $\lambda_2$  — скоростной коэффициент эжектируемого потока,  $\lambda_3$  — скоростной коэффициент полученной смеси. Величина  $\theta$  определяется как отношение температур торможения эжектируемого и эжектирующего газов  $\theta = T_2/T_1$ . Параметр  $\vartheta$  характеризует величину относительного теплоподвода, в случае теплоизолированных стенок и отсутствия реакций горения эта величина равна нулю. При расчете данного эжектора, из-за наличия потерь тепла через стенки смесительной камеры, значение этого параметра было оценено как  $\vartheta = 0,01$ . Величина  $n$  называется коэффициентом эжекции, для нее справедливо соотношение

$$n = q(\lambda_2)/\Pi\alpha\sqrt{\theta}q(\lambda_1). \quad (2)$$

Здесь  $\Pi$  — отношение давлений эжектирующего и эжектируемого газов  $\Pi = p_{01}/p_{02}$ ,  $\alpha$  — основной геометрический параметр эжектора — отношение площадей сечений сопел эжектирующего и эжектируемого газов  $\alpha = S_1/S_2$ ,  $q(\lambda)$  — газодинамическая функция от скоростного коэффициента  $\lambda$ . Для воздуха можно использовать приближенную формулу

$$q(\lambda) = 1,58\lambda(1 - 0,167\lambda^2)^{2,5}. \quad (3)$$

Расчет параметров эжектора на критическом режиме работы сводится к решению системы, составленной из уравнений (4) и (5), при заданных правых частях:

$$\frac{z(\lambda_1') - z(\lambda_1)}{z(\lambda_2) - 2} = n\sqrt{\theta}, \quad (4)$$

$$\frac{1}{\Pi} \frac{1/q(\lambda_1') - 1/q(\lambda_1)}{1/q(\lambda_2) - 1} = n\sqrt{\theta}, \quad (5)$$

$\lambda_1'$  — значение коэффициента скорости эжектирующего потока в сечении запираания.

Таким образом, задавая геометрию эжектора, с помощью этой системы уравнений можно рассчитать, при каких значениях температуры и давления эжектирующего потока эжектор выйдет на критический режим работы. Параметры смешанного потока на выходе можно определить из соотношения (1) и из уравнения (6), связывающего полные давления смешанного и эжектирующего потоков

$$\frac{p_{03}}{p_{01}} = \frac{\sqrt{(n+1)(1+n\theta)}}{1+(1/\alpha)} \frac{q(\lambda_1)}{q(\lambda_2)}. \quad (6)$$

Представленные здесь соотношения (1)–(6) являются основой для простой оценки параметров эжектора. Расчеты эжектора проводились из условия, что для реализации процесса ХГН необходимо, чтобы число Маха смеси было достаточным, в данном случае принято  $M_3 = 2-3$ .

#### СХЕМА ЭКСПЕРИМЕНТА

Принципиальная схема конструкции экспериментального соплового узла для получения сверхзвукового гетерогенного потока с применением эффекта эжекции показана на рис. 1. Площадь входного сечения сопла (критическое сечение) можно

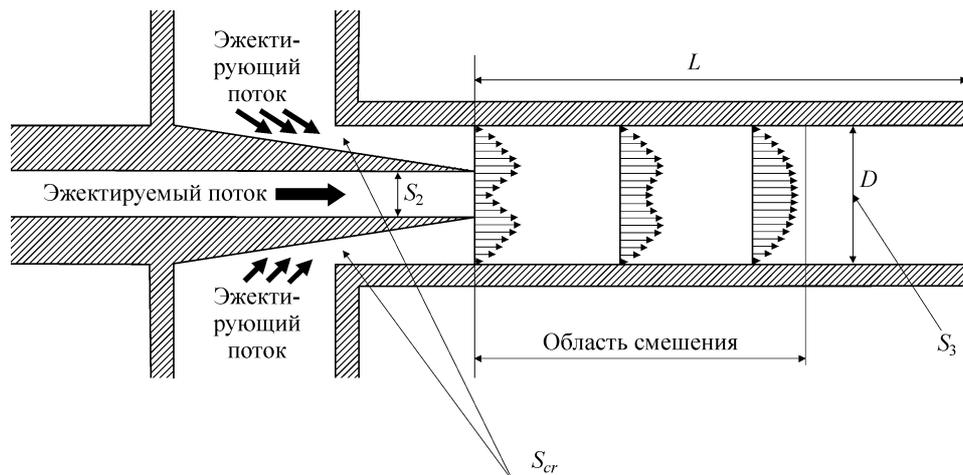


Рис. 1. Принципиальная схема экспериментального сверхзвукового эжектора с центральным телом.

варьировать, перемещая конус вдоль оси, в результате чего можно получить в сечении запирания эжектирующий поток с различными числами Маха, что в свою очередь, согласно уравнениям (1)–(6), влияет на число Маха смеси на выходе из камеры и на значение коэффициента эжекции  $n$ . Длина камеры смешения варьировалась в пределах  $z = L/D = 1-8$  путем установки цилиндров разной длины. Конструкция соплового узла позволяла сравнительно легко изменять геометрическую конфигурацию сверхзвукового сопла и, тем самым, проводить эксперименты в широком диапазоне значений параметров.

Эжектирующий (рабочий) газ подавался в камеру смешения с заданными давлением  $p_{01}$  и температурой  $T_{01}$  торможения. В качестве рабочего газа использовался воздух. Установка позволяла варьировать давление воздуха  $p_{01}$  в пределах 1–1,8 МПа, а его температуру торможения  $T_{01}$  от 300 до 600 К. Измерялось давление в эжектируемом потоке  $p_{21}$  при закрытом (нулевой расход эжектируемого потока) и  $p_{22}$  при открытом входном кране. Измеренные данные пересчитывались для определения давления в сечении начала смешения потоков.

Профиль давления торможения за прямым скачком  $p_0'$  и температуры торможения смеси  $T_{03}$  по диаметру смесительной камеры измерялся в различных сечениях с помощью датчиков полного давления (трубка Пито) и температуры (термопара из сплавов хромель–алюмель). Датчики могли перемещаться по диаметру камеры смешения с шагом от 0,1 мм.

Эксперименты проводились для трех различных геометрических конфигураций эжектора, основные характеристики которых представлены в табл. 1. Значения  $M_{3\text{теор}}$  вычислялись по соотношениям (1)–(6). С помощью датчиков полного и статического давления была проведена экспериментальная оценка числа Маха

Таблица 1

Номер конфигурации	$S_1/S$	Расчетное число Маха сверхзвукового потока на выходе из смесителя $M_{3\text{теор}}$	$M_{3\text{эксп}}$
1	4,2	2,62	2,3
2	3,7	2,55	2,2
3	3,2	2,44	2,1

Таблица 2

Конфигурация	Начальные параметры $T_{01}$ , К	$T_{03\text{exp}}$ , К	$T_{03\text{теор}}$ , К
1	543	480	515
	413	375	394
2	543	484	515
	413	377	390
3	543	490	515
	413	379	390

смеси  $M_3$  на оси среза сопла (ядро смешанного потока) для всех изученных геометрических конфигураций при работе эжектора на критическом режиме и длине камеры смешения  $z = 7$  (приемлемое выравнивание профилей давления и температуры). Вычисления числа  $M_{3\text{exp}}$  проводились с помощью известного соотношения Рэлея (7), взятого, например, из работы [6]

$$\frac{p'_0}{p_c} = \frac{166,7M^7}{(7M^2 - 1)^{2,5}}. \quad (7)$$

Видно, что экспериментальные оценки  $M_{3\text{exp}}$  отличаются от теоретических в меньшую сторону на 12–15 %.

Также заметны некоторые различия при сравнении температур смеси  $T_{03}$ , полученных из эксперимента и из теоретических расчетов. Экспериментальные значения  $T_{03\text{exp}}$  измерены с помощью датчика температуры, расчетные  $T_{03\text{теор}}$  — с помощью формул (1)–(6). Результаты представлены в табл. 2.

Измерения  $T_{03\text{exp}}$  проводились в ядре потока смеси в сечении с равномерным распределением параметров по диаметру ( $z = 7$ ). Как в случае с  $T_{01} = 543$  К, так и с  $T_{01} = 413$  К наблюдается 5–8 % отклонение экспериментальных данных от расчетных. Это отклонение, видимо, объясняется погрешностью методов измерения (~ 5 %), а также возможной ошибкой в оценке потерь на нагрев соплового узла.

#### ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ

Критический режим работы эжектора характеризуется выходом на минимум давления эжектируемого потока. Поэтому, зная зависимость статического давления эжектируемого потока от полного давления эжектирующего газа, можно определить, при каком значении  $p_{01}$  эжектор выходит на критический режим работы. На рис. 2 представлены зависимости давлений в эжектируемом потоке при закрытом (нулевой расход эжектируемого потока) и при открытом входном кране от давления торможения эжектирующего потока для трех различных геометрических конфигураций сопла.

Как видно из рис. 2, минимальное давление в эжектируемом потоке, а также давление торможения эжектирующего потока, при котором этот минимум достигается, зависит от степени ограничения расхода эжектируемого потока. Также видно, что чем сильнее это ограничение, тем ниже требуется давление торможения эжектирующего потока для достижения критического режима работы эжектора. Для первой конфигурации, согласно теоретическим расчетам по описанной выше методике, критический режим работы должен был наступить при давлении торможения эжектирующего потока около 1,7 МПа при максимальном расходе

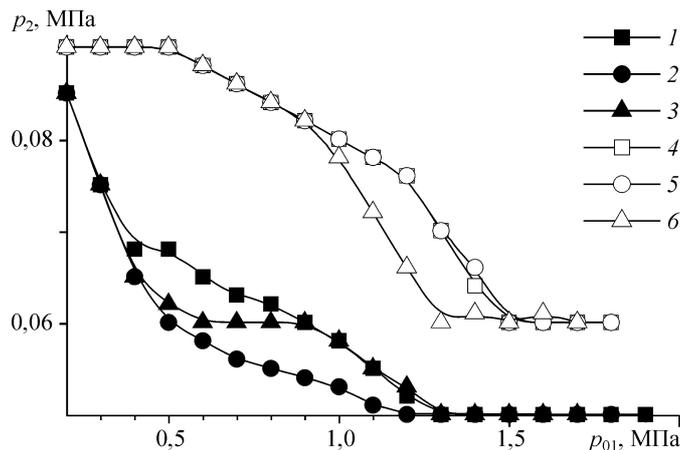


Рис. 2. Зависимость давления в эжектируемом потоке при закрытом (1, 2, 3) и открытом (4, 5, 6) кране эжектируемого потока от давления торможения эжектирующего потока. 1 и 4 — кривые для первой геометрической конфигурации, 2 и 5 — для второй, 3 и 6 — для третьей ( $z = 8$ ).

эжектируемого газа. Однако из рис. 2 видно, что минимальное значение достигается при несколько меньшем значении: при нулевом расходе эжектируемого газа оно составляет 1,3 МПа, при максимальном — 1,5 МПа. Аналогичная картина наблюдается для второй и третьей геометрических конфигураций — выход эжектора на критический режим работы происходит при давлениях торможения эжектирующего потока меньше расчетных на 12–15 %. Варьирование температуры торможения эжектирующего потока в пределах 300–543 К практически не влияет на значения давлений в эжектируемом потоке.

Минимум давления в эжектируемом потоке зависит также от длины сопла. Проведенные эксперименты показали, что с увеличением длины сопла до 5 – 6 калибров он монотонно падает. Дальнейшее увеличение длины сопла (экспериментально проверено до  $z = 10$ ) не приводит к заметному изменению его величины, она остается постоянной.

Можно сделать вывод, что для получения максимально возможного расхода эжектируемого газа длина камеры смешения должна составлять не менее 6 его диаметров. Давление торможения эжектирующего потока должно быть выбрано таким, чтобы достигался критический режим работы эжектора: для первой конфигурации 1,7 МПа, для второй — 1,6 МПа, для третьей — 1,5 МПа.

Для определения минимально допустимой длины камеры смешения важно знать распределение параметров потока по диаметру сопла. На рис. 3 и 4 представлены распределения давления и температуры по диаметру, измеренные на срезе сопла, при различной его длине для первой геометрической конфигурации и открытом входном кране эжектируемого потока.

Из графиков на рис. 3 и 4 видна картина перемешивания потоков. Более горячий и с большим значением давления эжектирующий поток движется у стенок камеры, в то время как эжектируемый поток течет по осевой области. Выравнивание давления по сечению сопла происходит, когда длина сопла составляет примерно 6 диаметров, выравнивание температуры — 7 диаметров. Полученные экспериментально профили параметров потока при другой температуре торможения 543 К и других конфигурациях качественно повторяют картину, представленную на рис. 3 и 4. Поэтому в качестве обобщения данных для профилей удобно ввести

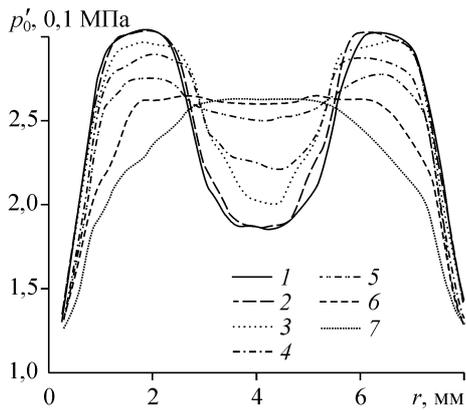


Рис. 3. Профили полного давления за ударной волной в различных сечениях сопла для первой геометрической конфигурации; температура торможения эжектирующего потока 413 К, давление торможения 1,7 МПа.

Цифрами обозначены расстояния от точки начала смещения вниз по потоку в диаметрах сопла.

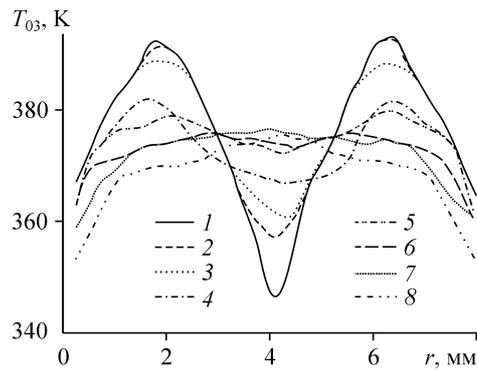


Рис. 4. Профили температуры торможения в различных сечениях сопла для первой геометрической конфигурации; температура торможения эжектирующего потока 413 К, давление торможения 1,7 МПа.

Цифрами обозначены расстояния от точки начала смещения вниз по потоку в диаметрах сопла.

относительные величины, равные разности максимального ( $p'_{0 \max}$ ,  $T_{03 \max}$ ) и минимального значений вблизи оси сопла ( $p'_{0 \text{ax}}$ ,  $T_{03 \text{ax}}$ ):  $\Delta p'_0 = p'_{0 \max} - p'_{0 \text{ax}}$  и  $\Delta T_{03} = T_{03 \max} - T_{03 \text{ax}}$ , характеризующие выравнивание параметров в потоке. Эти величины представлены на рис. 5 в зависимости от относительной длины сопла для различных геометрических конфигураций и двух температур торможения эжектирующего потока 413 К и 543 К.

Из анализа данных, представленных на рис. 5, можно сделать вывод, что параметры потока выравниваются по диаметру смешительной камеры при ее длине  $z$  не менее 6–7 ее диаметров для всех изученных геометрических конфигураций сопла.

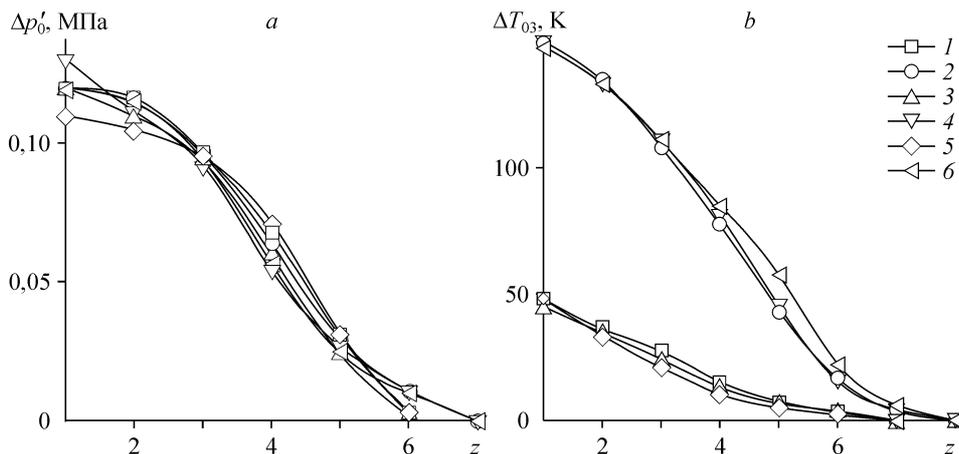


Рис. 5. Зависимости относительной разницы профилей давлений (а) и температур (б) от длины камеры смешения при температуре торможения эжектирующего потока 413 (1, 3, 5) и 543 К (2, 4, 6) К для различных конфигураций.

1 и 2 — первая геометрическая конфигурация, давление торможения эжектирующего потока 1,7 МПа, 3 и 4 — вторая, 1,6 МПа, 5 и 6 — третья, 1,5 МПа.

## ОБСУЖДЕНИЕ

С целью обобщения полученных экспериментальных данных была произведена нормировка и обезразмеривание относительной разницы температур и относительной длины смесительной камеры введением  $\Theta = \Delta T_{03} / \Delta T_{03}^{ini}$  и  $z_{rel} = z / z_{0,5}^T$ , где  $\Delta T_{03}^{ini}$  — начальная относительная разность температур, а  $z_{0,5}^T$  — относительная длина камеры, при которой  $\Delta T_{03}$  становится равной половине  $\Delta T_{03}^{ini}$ . На рис. 6 представлены экспериментальные данные и аппроксимирующая кривая

$$f(z) = \exp(-\ln 2 (z / z_{0,5}^T)^{2,5}). \quad (8)$$

Видно, что при выбранных параметрах нормировки экспериментальные результаты обобщаются с приемлемой для практических оценок точностью.

Зависимость параметра нормировки  $z_{0,5}^T$  от  $\Delta T_{03}^{ini}$  в исследованном диапазоне температур можно представить в виде линейной функции  $z_{0,5}^T = 3,3 \frac{\Delta T_{03}^{ini}}{273 \text{ K}} + 2,4$ .

На рис. 7 приведены обобщенные данные по профилю температуры в слое смешения. Видно, что на практике для оценок можно воспользоваться аппроксимирующей функцией

$$f(r) = \exp(-\ln 2 (r / r_{0,5}^T)^2). \quad (9)$$

Здесь и далее  $r$  — расстояние от точки максимума в направлении центра,  $r_{0,5}^T$  имеет среднее значение  $1,02 \pm 0,07$  мм со стандартной ошибкой 0,24 мм. При этом, как видно на рис. 7, общая толщина слоя смешения составляет порядка  $2 r_{0,5} \sim 2$  мм.

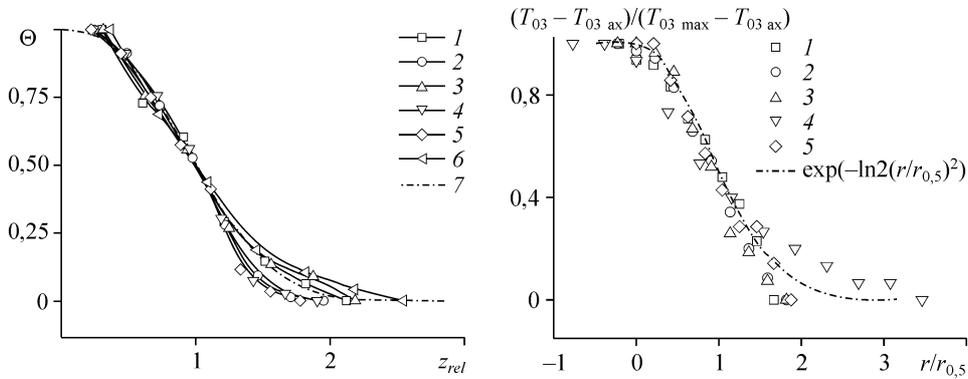


Рис. 6. Зависимости нормированной разницы температур профиля  $\Theta$  от нормированной длины камеры смешения  $z_{rel}$  при температуре торможения эжектирующего потока 413 (1, 3, 5) и 543 (2, 4, 6) К для различных конфигураций.

Кривые 1 и 2 — первая геометрическая конфигурация, давление торможения эжектирующего потока 1,7 МПа, 3 и 4 — вторая, 1,6 МПа, 5 и 6 — третья, 1,5 МПа. Величина  $z_{0,5}$  составляла: 3,3 (1), 4,1 (2), 3,2 (3), 4,2 (4), 2,75 (5), 4,5 (6), 7 — аппроксимирующая кривая (b).

Рис. 7. Обобщенный профиль температуры в слое смешения.

1-5 — экспериментальные данные, 6 — аппроксимация.

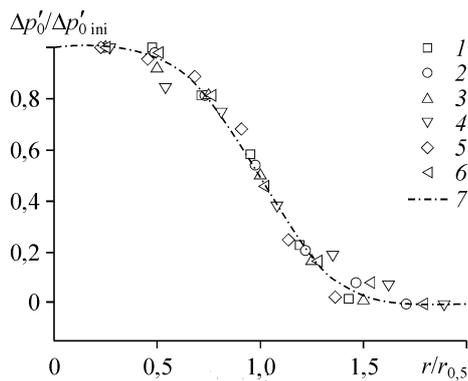


Рис. 8. Обобщенное распределение относительной разности давления от длины камеры смешения.

1-6 — экспериментальные данные, 7 — аппроксимация.

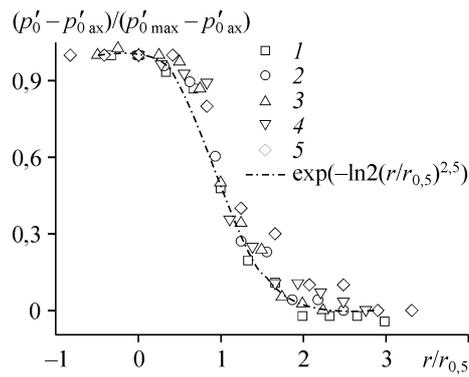


Рис. 9. Обобщенный профиль полного давления в слое смешения.

1-5 — экспериментальные данные, 6 — аппроксимация.

На следующем рисунке (рис. 8) представлены обобщенные данные о распределении относительной разности давления от длины камеры смешения. Как видно, для расчетов можно пользоваться аппроксимирующей функцией

$$f(z) = \exp(-\ln 2(z/z_{0,5})^4). \quad (10)$$

Здесь среднее значение  $z_{0,5}$  составляет  $4,05 \pm 0,1$  со стандартной ошибкой 0,24.

На рис. 9 представлены обобщенные профили давления в слое смешения. Аппроксимирующая функция (11) имеет параметр  $r_{0,5}$ , среднее значение которого составляет  $0,81 \pm 0,07$  мм со стандартным отклонением 0,23 мм

$$f(r) = \exp(-\ln 2(r/r_{0,5})^{2,5}). \quad (11)$$

Толщина слоя смешения равняется примерно  $2 r_{0,5}$  (~ 1,6 мм). Таким образом, температурный слой смешения оказывается несколько толще динамического. Этот результат хорошо подтверждается литературными данными (см., например, [6]) и нашими экспериментами со свободными струями (см., например, [8]).

Таким образом, видно, что полученные экспериментальные данные по осевому и поперечному распределению параметров в слое смешения достаточно хорошо аппроксимируются кривыми вида  $f(\xi) = \exp(-\ln 2(\xi/\xi_{0,5})^\eta)$ , выбором соответствующего значения показателя степени  $\eta$ .

Образование покрытия при холодном газодинамическом напылении происходит в условиях, когда скорость удара частиц достаточно высока (300–500 м/с и более). Предварительные эксперименты по напылению порошка меди и алюминия с использованием описанного в работе соплового узла эжекторной схемы подачи порошка показали, что покрытие (см. фото на рис. 10) формируется при температуре торможения сверхзвукового потока несколько большей, примерно на 100 К. Это может быть объяснено тем, что условия для ускорения в таком сопле менее благоприятны, чем в сопле Лавалья. Однако образование покрытия позволяет надеяться,

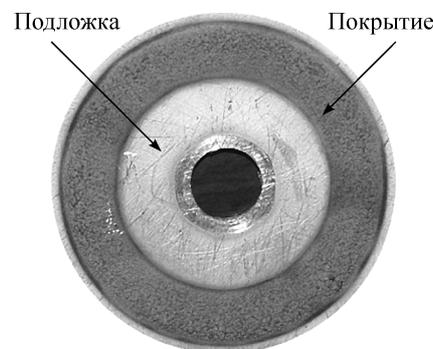


Рис. 10. Медное покрытие, полученное с использованием эжекторной схемы соплового узла.

что, с одной стороны, скорость частиц достаточно высока, а с другой стороны, что для реализации ХГН открывается новая возможность: при таких температурах в классическом сопле Лавала наблюдается существенное оседание алюминиевого порошка на стенках. В эжекторном сопле данный эффект оказался значительно меньшим.

### ВЫВОДЫ

Проведенный в настоящей работе анализ показывает, что применение эжекторной схемы формирования сверхзвуковых гетерогенных потоков позволяет упростить процесс ХГН, что способствует большей мобильности в практических приложениях. Возможность работы дозатора в условиях давления окружающей среды позволяет снизить требования к его конструкции и процессу в целом. Кроме того, при применении осевой схемы подачи эжектируемого потока можно ожидать уменьшения интенсивности взаимодействия частиц порошка с поверхностью стенок сопла, что также способствует более широкому применению на практике.

Получены экспериментальные кривые распределений полного давления и температуры торможения по радиусу и длине сопла для трех геометрических конфигураций. Определены значения давления в эжектируемом потоке, характеризующего степень подсоса (расхода) эжектируемого потока и значения оптимальной длины смесительного сопла, требуемой как для выравнивания потоков по полному давлению и температуре торможения, так и для достижения максимальной степени эжекции. Полученные экспериментальные результаты позволяют оценить приемлемость методов расчета эжекторных сопел, удовлетворяющих условиям ХГН.

Проведенные эксперименты и оценочные расчеты свидетельствуют о пригодности эжекторной схемы формирования сверхзвуковых гетерогенных потоков в условиях ХГН и необходимости проведения дальнейших исследований как в области расчета, так и в области экспериментального изучения.

### УСЛОВНЫЕ ОБОЗНАЧЕНИЯ

$L$ — длина сопла,	$\lambda_2$ — скоростной коэффициент эжектируемого потока,
$D$ — диаметр сопла,	$\lambda_3$ — скоростной коэффициент полученной смеси,
$S_1$ — площадь сечения сверхзвукового эжектирующего потока в начале смешения,	$\theta$ — отношение температур торможения эжектируемого и эжектирующего газов,
$S_2$ — площадь сечения дозвукового эжектируемого потока в начале смешения,	$\vartheta$ — величина относительного теплоподвода,
$S_3$ — площадь сечения смеси на выходе из сопла,	$n$ — коэффициент эжекции, равный отношению расхода эжектируемого потока к расходу эжектирующего потока,
$p_{01}$ — давление торможения сверхзвукового эжектирующего потока в начале смешения,	$\Pi$ — отношение давлений торможения эжектирующего и эжектируемого газов,
$p_{02}$ — давление торможения дозвукового эжектируемого потока в начале смешения,	$\alpha$ — отношение площадей сечений сопел эжектирующего и эжектируемого газов,
$p_{01}$ — давление торможения смеси,	$q(\lambda)$ — газодинамическая функция от скоростного коэффициента,
$p_1$ — статическое давление сверхзвукового эжектирующего потока в начале смешения,	$z(\lambda)$ — газодинамическая функция от скоростного коэффициента,
$p_2$ — статическое давление дозвукового эжектируемого потока в начале смешения,	$\lambda'_1$ — значение коэффициента скорости эжектирующего потока в сечении запираания,
$p_3$ — статическое давление смеси,	$M_3$ — число Маха смеси,
$d_2$ — диаметр сечения эжектируемого потока в начале смешения,	$p'_0$ — полное давление за прямым скачком, измеренное трубкой Пито,
$T_{01}$ — температура торможения сверхзвукового эжектирующего потока в начале смешения,	$p_{21}$ — давление в эжектируемом потоке при максимальном ограничении расхода эжектируемого потока,
$T_{02}$ — температура торможения дозвукового эжектируемого потока в начале смешения,	$p_{22}$ — давление в эжектируемом потоке при минимальном ограничении расхода эжектируемого потока.
$T_{03}$ — температура торможения смеси,	
$\lambda_1$ — коэффициент скорости эжектирующего потока,	
$S_{cr}$ — площадь критического сечения сверхзвукового эжектирующего потока,	

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Алхимов А.П., Косарев В.Ф., Папырин А.Н. Метод “холодного” газодинамического напыления // ДАН СССР. — 1990. — Т. 315. — С. 1062–1065.
2. Патент №1674585 РФ. Устройство для нанесения покрытий напылением / Алхимов А.П., Косарев В.Ф., Папырин А.Н. // БИ. — 1993. — № 18. — С. 195.
3. Patent № 5, 302, 414, USA. Gas-dynamic spraying method for applying coating / Alkhimov A.P., Kosarev V.F., Nesterovich N.I. et al // 12 apr., 1994.
4. European patent № 0 484 533 A1 Method and Device for Coating. / Alkhimov A.P., Kosarev V.F., Nesterovich N.I., Papyrin A.N., Shushpanov M.M. // 13 may, 1992.
5. Клинков С.В., Косарев В.Ф. Современное состояние исследований холодного газодинамического напыления. — Новосибирск, 2004. — 44 с. (Препр. / РАН. Сиб. отд-ние. Ин-т теор. и прикл. механики; № 4-2004).
6. Абрамович Г.Н. Прикладная газовая динамика. — М.: Наука, 1969. — 824 с.
7. Аркадов Ю.К. Новые газовые эжекторы и эжекционные процессы. — М.: Изд-во физико-математической литературы, 2001. — 336 с.
8. Алхимов А.П., Косарев В.Ф., Клинков С.В. и др. Металлополимерные нанокompозиты (получение, свойства, применение). Сер. Интеграционные проекты. Вып. 2 / Под ред. Н.З. Ляхова. — Новосибирск: Из-во СО РАН, 2005. — 260 с.

*Статья поступила в редакцию 21 января 2006 г.*