

УДК 532.6

## ТЕПЛОВЫЕ МЕТОДЫ УПРАВЛЕНИЯ АЭРОДИНАМИЧЕСКИМ СОПРОТИВЛЕНИЕМ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ТЕЛ С ГАЗОПРОНИЦАЕМЫМИ ПОРИСТЫМИ ВСТАВКАМИ В СВЕРХЗВУКОВОМ ПОТОКЕ

С. Г. Миронов, С. В. Кириловский, Т. В. Поплавская,  
И. С. Цырюльников

Институт теоретической и прикладной механики  
им. С. А. Христиановича СО РАН, 630090 Новосибирск, Россия  
Новосибирский национальный исследовательский  
государственный университет, 630090 Новосибирск, Россия  
E-mails: mironov@itam.nsc.ru, kirilov@itam.nsc.ru, popla@itam.nsc.ru, tsivan@itam.nsc.ru

Представлены результаты экспериментального и численного исследования сверхзвукового обтекания под нулевым углом атаки цилиндрических моделей с передними вставками из ячеисто-пористого никеля. Эксперименты проведены в сверхзвуковой аэродинамической трубе при значениях числа Маха  $M_\infty = 4,85; 7,00$  и единичного числа Рейнольдса  $Re_1 = 2,7 \cdot 10^6; 1,5 \cdot 10^6 \text{ м}^{-1}$  соответственно. Также проведены численные расчеты обтекания с использованием кольцевой скелетной модели пористого материала. Исследована возможность управления аэродинамическим сопротивлением с помощью двух тепловых способов: путем внешнего нагрева пористой вставки и путем внутреннего нагрева вставки электрическим тлеющим разрядом. Проанализированы механизмы теплового воздействия и эффективность тепловых методов управления аэродинамическим сопротивлением.

Ключевые слова: сверхзвуковые течения, управление обтеканием, газопроницаемые пористые вставки, аэродинамическое сопротивление.

DOI: 10.15372/PMTF20210201

**Введение.** Газопроницаемые пористые структуры широко используются в различных областях современной техники в качестве фильтров, катализаторов, конструктивных элементов охлаждающих и нагревающих трактов различных аппаратов, структурных элементов авиационной техники и средств защиты конструкций [1–5]. В последнее время пористые материалы нашли применение в аэродинамике для управления сверхзвуковым обтеканием тел. В работах [6–9] впервые экспериментально исследована возможность управления волновым сопротивлением тел в сверхзвуковом потоке с помощью высокопористых газопроницаемых материалов. В частности, в [6] для цилиндра, расположенного вдоль потока, с механически выдвигаемой передней вставкой из высокопористого ячеистого материала (ВПЯМ) достигнуто снижение аэродинамического сопротивления почти

---

Работа выполнена в рамках Программы научных исследований государственных академий наук на 2013–2020 гг. (код проекта АААА-А17-117030610126-4).

© Миронов С. Г., Кириловский С. В., Поплавская Т. В., Цырюльников И. С., 2021

в два раза. Численное моделирование обтекания цилиндра с передней вставкой из ВПЯМ с использованием континуальных [10, 11] и скелетных [12, 13] моделей пористой среды позволило описать механизм уменьшения аэродинамического сопротивления при формировании “эффективного” заостренного тела, волновое сопротивление которого меньше, чем у цилиндра без вставки.

Развитие методов управления аэродинамическим сопротивлением тел в сверхзвуковом потоке с помощью пористых вставок связано с возможностью контролируемого изменения заострения эффективного тела. Этого можно достигнуть путем управления гидравлическим сопротивлением (скоростью фильтрации) в отсутствие механических перемещений с помощью нагрева или охлаждения материала пористой вставки [14–16]. При этом необходимо исследовать гидродинамические и теплообменные свойства газопроницаемых пористых материалов при больших значениях скорости и малых значениях плотности течения воздуха в порах, которые соответствуют условиям движения летательных аппаратов в верхних слоях атмосферы.

Впервые экспериментальное и численное исследование в данном направлении выполнено в работе [17], где для ВПЯМ получены фильтрационные зависимости при нагревании пористого материала. Эксперименты проводились на фильтрационном стенде низкого давления, численные расчеты одномерного течения выполнялись с использованием кольцевой скелетной модели ВПЯМ [12]. Результаты исследований показали значительное уменьшение скорости фильтрации воздуха при умеренном увеличении температуры пористого материала. Нагрев материала передней вставки применялся в экспериментах в трубе для управления аэродинамическим сопротивлением [18] и создания боковых сил [14] цилиндра с передней вставкой из ВПЯМ при числе Маха потока  $M_\infty = 4,85$ . В частности, в [14, 18] опробованы способы нагрева вставок из ячеисто-пористого никеля с помощью электрического тлеющего разряда и теплового излучения. Тем не менее реализация управления сопротивлением тел с пористыми вставками методом нагревания (охлаждения) материала вставок в значительной степени зависит не только от абсолютного изменения аэродинамического сопротивления, но и от мощности, необходимой для этого изменения.

В настоящей работе представлены результаты исследований возможности управления аэродинамическими силами на модели цилиндра с передней газопроницаемой вставкой из ВПЯМ в широком диапазоне значений температуры нагрева пористой вставки и числа Маха потока. Выполнен сравнительный анализ затрат мощности на изменение сопротивления цилиндра с передней пористой вставкой с использованием метода нагревания (охлаждения) материала вставки и метода ее механического удлинения.

**Экспериментальное оборудование и модели.** Эксперименты проводились в сверхзвуковой аэродинамической трубе Т-327 Института теоретической и прикладной механики им. С. А. Христиановича (ИТПМ) СО РАН при числе Маха потока  $M_\infty = 4,85$ ; 7,00 и единичном числе Рейнольдса  $Re_1 = 2,7 \cdot 10^6$ ;  $1,5 \cdot 10^6 \text{ м}^{-1}$  соответственно. Температура торможения воздуха составляла 297 К. Сила сопротивления моделей в потоке измерялась с помощью двухкомпонентных тензочувствительных датчиков с предельной весовой нагрузкой 1 Н и характерным временем выхода на режим после начала нагружения 0,1 с. Длительность работы трубы составляла 20 с. Регистрация показаний весов осуществлялась с помощью многоканального аналого-цифрового преобразователя (АЦП) с частотой опроса 20 Гц и фиксацией данных в памяти персонального компьютера. Дополнительно АЦП регистрировал сигнал термопары и сигналы управления.

В экспериментах использовались две модели. Модель 1 представляла собой текстолитовый цилиндр диаметром  $D = 14,5$  мм с передней вставкой длиной  $l = 29$  мм из ВПЯМ на основе никеля с пористостью  $k = 0,95$  и средним диаметром пор  $d = 1$  мм (рис. 1, а). Общая длина модели составляла  $L = 100$  мм. В центре пористой вставки к ее каркасу кре-

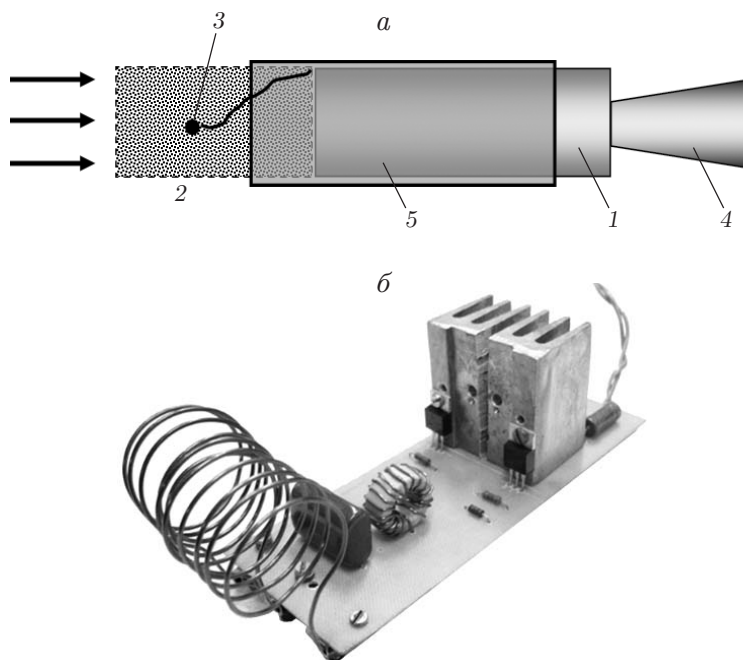


Рис. 1. Схема модели цилиндра с передней пористой вставкой для экспериментов с внешним нагревом (*а*) и общий вид индукционного нагревателя (*б*):

1 — цилиндр, 2 — передняя пористая вставка, 3 — термопара, 4 — державка, соединяющая модель с тензовесами, 5 — трубка для регулирования длины пористой вставки

пилась медьконстантановая термопара для измерения температуры. Нагревание вставки осуществлялось с помощью индукционного нагревателя (рис. 1, *б*), который представляет собой двухтактный генератор, создающий в индукционной катушке в случае размещения в ней пористой вставки переменное магнитное поле с частотой 10 кГц и потребляющий электрическую мощность 100 Вт.

Модель 2 использовалась в экспериментах с нагревом пористой вставки с помощью электрического тлеющего разряда (рис. 2). Модель представляла собой текстолитовый цилиндр 1 диаметром  $D = 20$  мм с укрепленным на его переднем торце медным диском 2, служившим анодом (см. рис. 2, *а*). На переднем торце цилиндра крепился также разделитель из фторопласта 3, с помощью которого формировался промежуток длиной 15 мм между анодом 2 и задним торцом пористой вставки 4, служившей катодом, где происходил разряд. Вставка длиной  $l = 15$  мм была выполнена из ВПЯМ, аналогичного материалу вставки модели 1. Общая длина модели составляла  $L = 100$  мм. Длина вставки, выбиравшаяся эмпирически, определялась необходимостью максимального нагрева материала переднего торца вставки и условием устойчивого горения в виде разряда в потоке воздуха, прошедшего через вставку. На оси вставки, на расстоянии 5 мм от ее переднего торца, к каркасу ВПЯМ крепилась медьконстантановая термопара 5 для измерения температуры. С помощью державки 6 модель устанавливалась на тензовесах. При горении тлеющего разряда практически вся мощность разряда расходуется на нагревание электродов, в данном случае торцевого диска (анода) и материала пористой вставки (катода). Вследствие пористости катода разряд проникает в пористый материал и нагревает его на значительной глубине. На рис. 2, *б* показано свечение разряда в порах при его проникании в пористую вставку.

**Методика проведения весовых измерений.** Процедура проведения весовых измерений при внешнем нагреве вставки аналогична описанной в работе [18]. Перед запуском

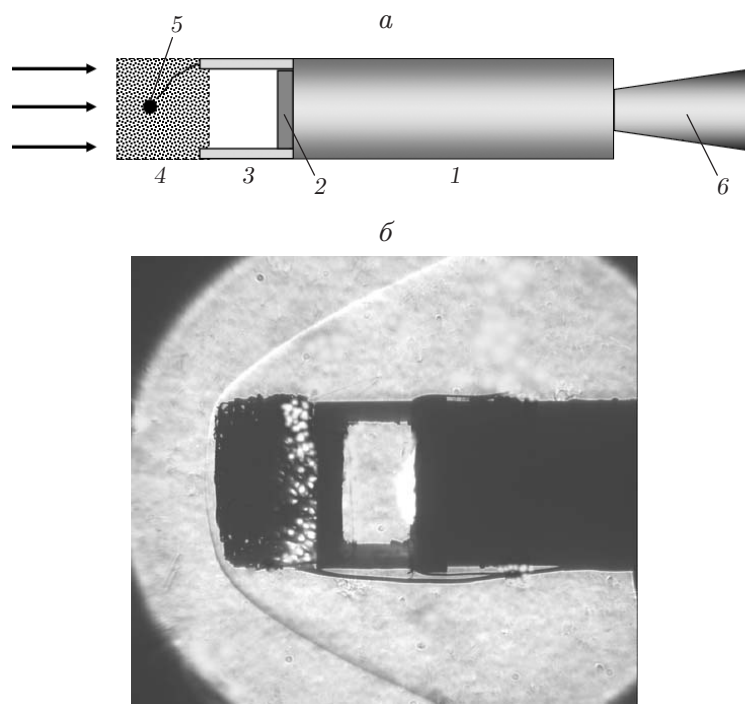


Рис. 2. Схема модели цилиндра с передней пористой вставкой для экспериментов с нагревом электрическим тлеющим разрядом (*а*) и результаты визуализации процесса обтекания модели сверхзвуковым потоком при горении тлеющего разряда (*б*):

1 — цилиндр из изоляционного материала, 2 — диск анода, 3 — изолирующий разделитель, 4 — пористая вставка (катод), 5 — термопара, 6 — державка модели

аэродинамической трубы в условиях вакуума (остаточное давление менее 5 Па) на переднюю вставку модели надвигалась катушка индукционного нагревателя (см. рис. 1, *б*) и проводился нагрев пористой вставки. Затем индукционный нагреватель выключался, и в течение 5 ÷ 6 с его катушка выводилась манипулятором за пределы модели и сопла аэродинамической трубы. За это время во вставке за счет теплопроводности каркаса устанавливалась равновесная температура. Первоначальная неоднородность температуры вставки обусловлена прониканием переменного тока в пористый материал на небольшую глубину. Согласно [19] оценка глубины прогрева для заданных частоты колебаний, магнитной проницаемости и удельной электропроводности никелевого ВПЯМ дает величину порядка 1 мм. Измеренное характерное время выравнивания температуры между нагретым внешним слоем и центром пористой вставки, где крепился спай термопары, составляло приблизительно 3 с. После этого включалась система сбора данных и осуществлялся пуск аэродинамической трубы. Поскольку характерное время падения температуры в условиях вакуума составляло более 60 с, вставка перед пуском трубы успевала охладиться только на несколько градусов, что учитывалось при оценке ее начальной температуры. После запуска аэродинамической трубы передняя вставка начинала охлаждаться набегающим потоком. Характерное время падения температуры вставки в области расположения термопары составляло приблизительно 3 с при  $M_\infty = 4,85$  и 10 с при  $M_\infty = 7$ . Так как температура воздуха при торможении набегающего потока на модели была меньше начальной температуры пористого материала, после пуска аэродинамической трубы материал переднего торца вставки охлаждается и во вставке температура увеличивается в направлении

от переднего торца к заднему. Поэтому для наилучшего соответствия силы сопротивления начальной температуре вставки из массива данных, полученных в результате весовых измерений, выбирались и осреднялись только первые 10 сигналов с момента пуска аэродинамической трубы, которые в наибольшей степени соответствуют начальной температуре вставки. После обработки результатов измерений строились зависимости нормированной силы (коэффициента) сопротивления от начальной температуры вставки.

Методика проведения весовых измерений при нагреве вставки с помощью электрического тлеющего разряда является более сложной вследствие наличия электрических помех, создаваемых разрядом в цепи термопары и тензовесов. Поэтому предварительно строились зависимости максимальной температуры в точке расположения термопары от мощности и длительности разряда в потоке воздуха. Для получения этих зависимостей перед пуском аэродинамической трубы между диском анода и пористой вставкой подавалось разрядное напряжение и начинался сбор данных по сигналам весов, термопары и сигнала, информирующего о положении тумблера включения (отключения) разряда и термопары. Непосредственно после пуска трубы и установления потока на модели загорался тлеющий разряд, и материал передней вставки начинал нагреваться. Через определенный промежуток времени напряжение отключалось и одновременно к АЦП подключалась цепь термопары. После отключения разряда температура материала вставки в точке расположения термопары начинала уменьшаться; характерное время уменьшения составило 3,3 с. Еще через 1 ÷ 2 с работа трубы прекращалась. Для получения максимальной температуры материала вставки в точке расположения термопары сигнал термопары линейно аппроксимировался с момента прекращения работы трубы до момента выключения разряда. Время горения разряда  $t$  в экспериментах варьировалось в диапазоне 2 ÷ 16 с для каждого значения мощности разряда в диапазоне 40 ÷ 200 Вт.

Для получения значения силы сопротивления при определенной температуре термопары данные тензовесов осреднялись по нескольким сигналам АЦП после отключения разряда, которое происходило через 14 с после запуска аэродинамической трубы. После обработки сигналов строились зависимости нормированного коэффициента сопротивления от температуры термопары в момент выключения тлеющего разряда.

**Численное моделирование.** Наряду с экспериментальными исследованиями проводилось численное моделирование обтекания цилиндра с передней газопроницаемой вставкой из ВПЯМ в отсутствие и при наличии нагрева ячеисто-пористого образца. Численное моделирование проводилось на основе решения двумерных уравнений Навье — Стокса, осредненных по Рейнольдсу и записанных в осесимметричной форме, и  $(k-\omega)$ -SST-модели турбулентности с помощью пакета ANSYS Fluent. В расчетах использовались неявная схема второго порядка точности по пространству и (Roe-FDS)-метод расщепления конвективных потоков. Структура ВПЯМ моделировалась с помощью кольцевой скелетной модели пористой среды [12, 13], которая в плоскости осевого сечения представляет собой набор непроницаемых квадратных элементов, расположенных в шахматном порядке.

Рассматривался процесс обтекания двух экспериментальных моделей, состоящих из скелета пористой вставки и сплошного цилиндра. Расчетная область в проекции на плоскость представляет собой прямоугольник и состоит из двух подобластей: зоны с пористой вставкой и зоны вне пористой вставки. Внутри пористой зоны расчетная область покрывалась равномерной прямоугольной расчетной сеткой, вне этой зоны расчетная сетка сгущалась к поверхности модели. На левой границе расчетной области задавался равномерный гиперзвуковой поток, на верхней границе — условия симметрии. На правой границе решение экстраполировалось изнутри расчетной области. На поверхности цилиндра и на каждом элементе скелета пористой вставки задавались условия прилипания и постоянства температуры. На поверхности цилиндра задавалась температура  $T_w = 297$  К, а на эле-

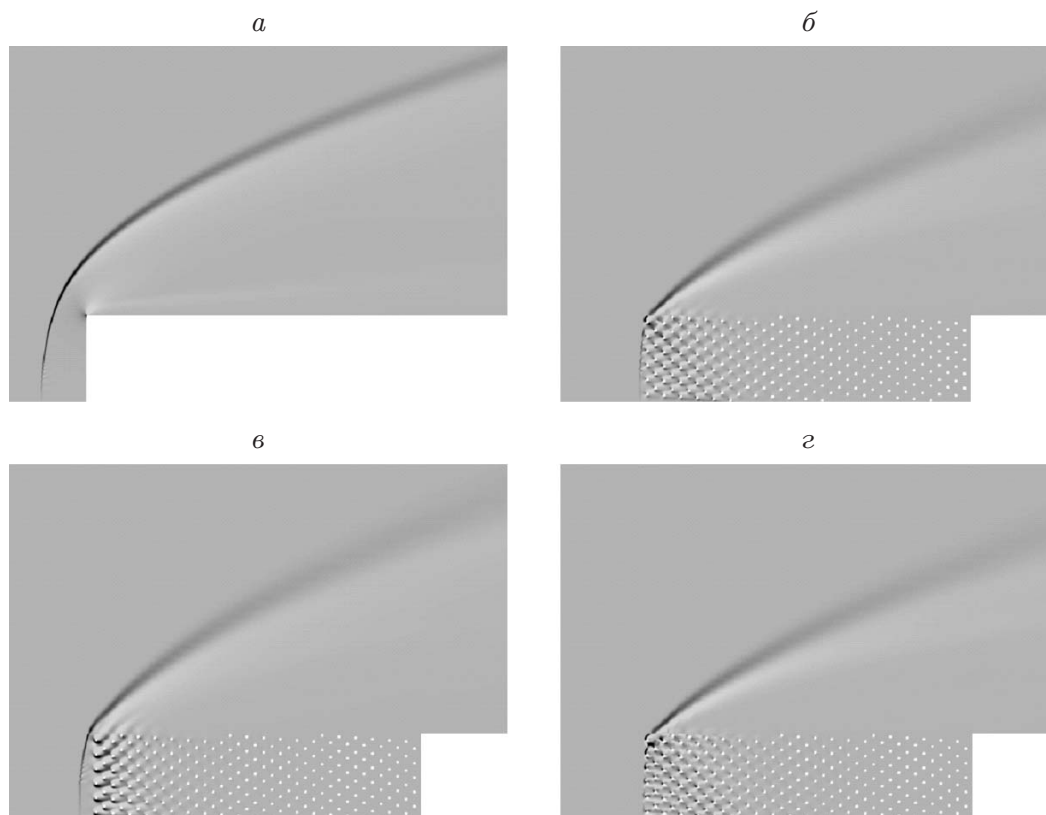


Рис. 3. Расчетные поля градиента плотности в направлении по нормали к оси  $x$  для модели 1 ( $D = 14,5$  мм,  $L = 100$  мм,  $M_\infty = 7$ ,  $p_\infty = 24,53$  Па,  $T_\infty = 27,5$  К,  $Re_1 = 1,5 \cdot 10^6$  м $^{-1}$ ,  $l = 29$  мм,  $d = 1$  мм,  $k = 0,95$ ):

$a$  — сплошной цилиндр,  $б-г$  — цилиндр с передней пористой вставкой ( $б$  — в отсутствие нагрева пористой вставки ( $T_{sk} = 297$  К),  $в$  — при нагреве до температуры  $T_{sk} = 600$  К,  $г$  — при охлаждении до температуры  $T_{sk} = 200$  К)

ментах скелета — температура  $T_{sk}$ , равная температуре нагрева вставки в эксперименте. В результате решения задачи получены значения всех газодинамических величин потока как вне вставки, так и внутри модели пористого материала, по которым определялся аэродинамический коэффициент сопротивления модели  $C_x$ .

На рис. 3 приведены расчетные поля градиента плотности в плоскости, проходящей через ось  $x$ , для четырех вариантов расчета: при обтекании сплошного цилиндра, при обтекании цилиндра с газопроницаемой передней вставкой в отсутствие ее нагрева, при нагреве вставки до температуры  $T_{sk} = 600$  К и при ее охлаждении до температуры  $T_{sk} = 200$  К. Хорошо виден переход от дугообразного головного скачка уплотнения на сплошном цилиндре (см. рис. 3,  $a$ ) к косому скачку при наличии газопроницаемой пористой вставки (см. рис. 3,  $б-г$ ). Такое перераспределение газового потока в ячеисто-пористой передней вставке приводит к формированию течения, аналогичного течению при обтекании заостренного тела [13], в результате чего сопротивление модели в сверхзвуковом потоке уменьшается (табл. 1).

Следует отметить, что нагрев передней пористой вставки (см. рис. 3,  $в$ ) приводит к некоторому увеличению угла наклона головной ударной волны (УВ) и ее оттеснению от переднего торца модели по сравнению со случаем в отсутствие нагрева передней вставки (см. рис. 3,  $б$ ). При охлаждении пористой вставки (см. рис. 3,  $г$ ) угол наклона УВ уменьшается

Таблица 1

Значения коэффициента сопротивления  $C_x$  модели 1 ( $D = 14,5$  мм,  $L = 100$  мм) с передней вставкой из ВПЯМ ( $l = 29$  мм,  $d = 1$  мм,  $k = 0,95$ ), нормированного на коэффициент сопротивления  $C_{x0}$  цилиндра без пористой вставки ( $M_\infty = 7$ ,  $Re_1 = 1,5 \cdot 10^6 \text{ м}^{-1}$ ), при различных значениях температуры скелета

Способ получения данных	$C_x/C_{x0}$		
	$T_{sk} = 297 \text{ К}$	$T_{sk} = 425 \text{ К}$	$T_{sk} = 200 \text{ К}$
Эксперимент	$0,830 \pm 0,025$	$0,860 \pm 0,025$	—
Расчет	0,806	0,838	0,778

Таблица 2

Вклад сил давления и сил вязкого трения в величину коэффициента сопротивления цилиндра с передней вставкой из ВПЯМ для модели 1 при  $M_\infty = 7$ ,  $Re_1 = 1,5 \cdot 10^6 \text{ м}^{-1}$ ,  $L = 100$  мм,  $D = 14,5$  мм,  $l = 29$  мм,  $d = 1$  мм и различных значениях температуры скелета

$T_{sk}, \text{ К}$	$F_p, \%$	$F_f, \%$
200	81	19
297	76	24
600	67	33

по сравнению с углом наклона при обтекании передней вставки в отсутствие охлаждения, и УВ полностью входит в передний торец вставки. Такое изменение картины обтекания при увеличении или уменьшении температуры вставки соответствует уменьшению или увеличению степени заострения эффективного тела [13], в результате чего сопротивление модели в сверхзвуковом потоке соответственно увеличивается или уменьшается (см. табл. 1) по сравнению с сопротивлением модели в отсутствие нагрева (охлаждения).

Изменение картины обтекания и аэродинамического сопротивления модели обусловлено влиянием сил давления и трения на течение воздуха в порах передней вставки. В частности, под воздействием этих сил меняются распределения продольного и радиального потоков воздуха во вставке и внешнем течении. При этом вследствие нагрева (охлаждения) потока воздуха в порах изменяются как силы давления  $F_p$ , так и силы вязкого трения  $F_f$  в них. Численное моделирование позволило оценить вклад этих сил в величину коэффициента сопротивления при изменении температуры скелета пористой вставки (табл. 2). Из табл. 2 следует, что нагревание (охлаждение) скелета вставки оказывает противоположное влияние на силы давления и трения, увеличивая вклад сил трения и уменьшая вклад сил давления при нагреве и уменьшая вклад сил трения и увеличивая вклад сил давления при охлаждении.

Однако следует заметить, что во всех рассмотренных случаях вклад сил давления существенно превышает вклад сил трения, т. е. при сверхзвуковых скоростях обтекания цилиндра с передней пористой вставкой даже при тепловом воздействии преобладает процесс невязкого обтекания скелета пористого материала. Этот вывод согласуется с результатами работы [11], в которой показано, что поле течения в пористом материале и соответственно сопротивление цилиндра с передней пористой вставкой определяются в основном инерционным (квадратичным) членом в законе Дарси — Форхгеймера.

Заметим, что определяющим фактором увеличения аэродинамического сопротивления цилиндра с передней пористой вставкой при нагревании модели является увеличение сил вязкого трения на элементах скелета (см. табл. 2), несмотря на то что их вклад в общее сопротивление модели по-прежнему мал.

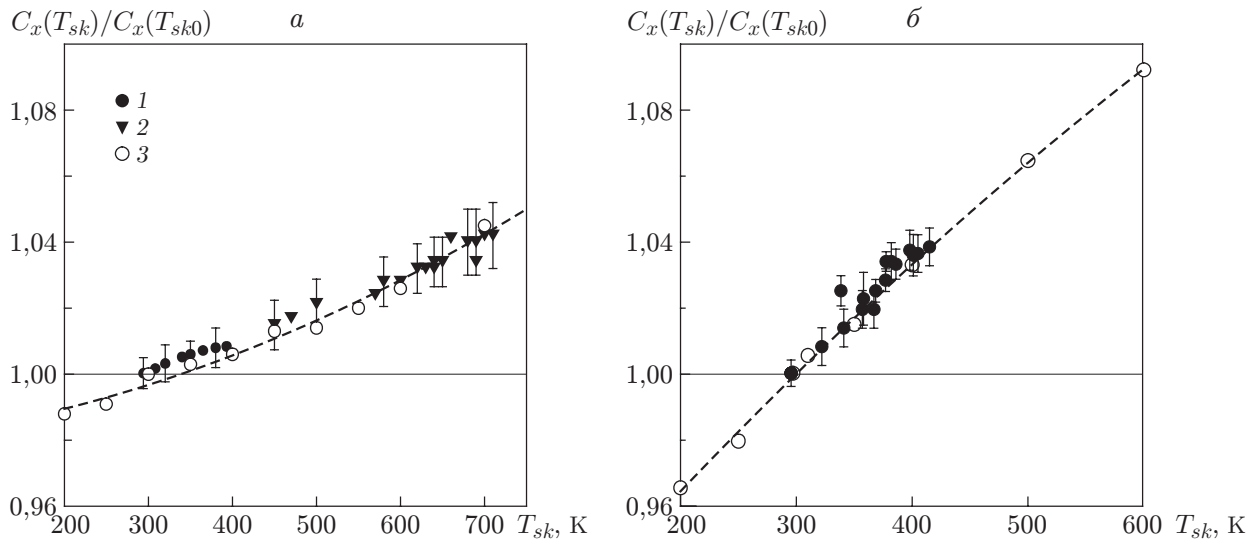


Рис. 4. Зависимость нормированного коэффициента аэродинамического сопротивления модели 1 от температуры вставки при  $L = 100$  мм,  $D = 14,5$  мм,  $l = 29$  мм,  $d = 1$  мм,  $k = 0,95$  и различных значениях числа Маха и единичного числа Рейнольдса:

$a$  —  $M_\infty = 4,85$ ,  $Re_1 = 2,7 \cdot 10^6 \text{ м}^{-1}$ ,  $b$  —  $M_\infty = 7$ ,  $Re_1 = 1,5 \cdot 10^6 \text{ м}^{-1}$ ; 1, 2 — эксперимент (1 — нагрев вставки с помощью теплового излучения, 2 — нагрев вставки с помощью индукционного нагревателя), 3 — численное моделирование; линии — аппроксимация расчетных данных

**Результаты исследования.** На рис. 4, $a$  приведены зависимости нормированного коэффициента сопротивления цилиндра с передней пористой вставкой  $C_x(T_{sk})/C_x(T_{sk0})$  от температуры скелета  $T_{sk}$ . Нормировка осуществлялась на величину коэффициента сопротивления модели  $C_x(T_{sk0})$  в отсутствие нагрева (охлаждения) передней вставки ( $T_{sk0} = 297$  К). В экспериментах выбиралась температура в центре пористой вставки в момент запуска аэродинамической трубы. Измерения выполнены при  $M_\infty = 4,85$ ,  $Re_1 = 2,7 \cdot 10^6 \text{ м}^{-1}$ . Точки 1 соответствуют нагреву путем теплового излучения [18], точки 2 — нагреву с помощью индукционного нагревателя, точки 3 получены в расчетах с использованием кольцевой скелетной модели ВПЯМ [12, 13] с заданной постоянной температурой вставки  $T_{sk}$ .

На рис. 4, $b$  представлены экспериментальные и расчетные зависимости нормированного коэффициента сопротивления модели цилиндра с передней пористой вставкой от температуры при значениях числа Маха потока  $M_\infty = 7,0$  и единичного числа Рейнольдса  $Re_1 = 1,5 \cdot 10^6 \text{ м}^{-1}$ . Нагрев вставки осуществлялся с помощью теплового излучения омического нагревателя по методике, изложенной в работе [18]. В расчетах с использованием кольцевой скелетной модели материала пористой вставки [12, 13] температура вставки принималась постоянной и равной  $T_{sk}$ . На рис. 4 видно, что коэффициент сопротивления практически линейно увеличивается с ростом температуры скелета вставки, т. е. данные эксперимента и расчета согласуются.

Заметим, что с увеличением температуры пористой вставки при  $M_\infty = 7$  нормированный коэффициент аэродинамического сопротивления цилиндра увеличивается быстрее (см. рис. 4, $b$ ), чем при  $M_\infty = 4,85$  (см. рис. 4, $a$ ). Это обусловлено более интенсивным нагревом воздуха, входящего в пористую вставку, при  $M_\infty = 7$ , что показано на рис. 5, где приведены расчетные поля температуры воздуха в плоскости, проходящей через ось



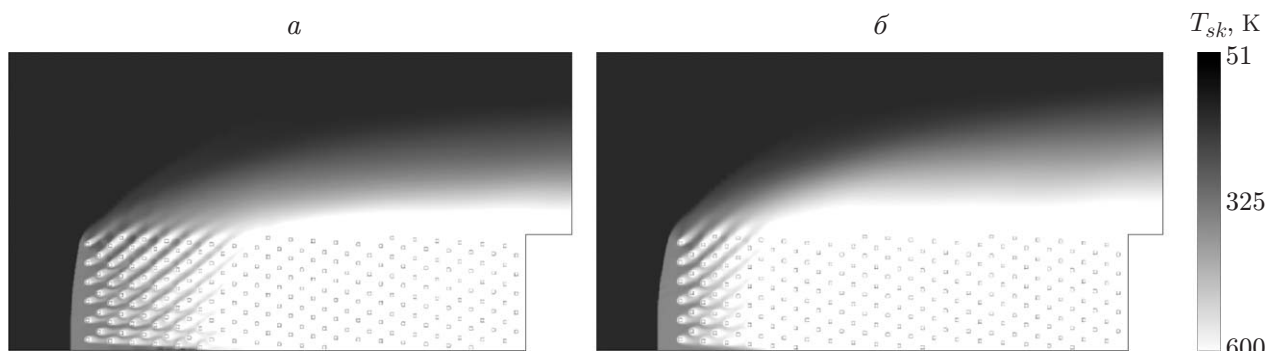


Рис. 5. Расчетные поля температуры при  $T_{sk} = 600$  К в плоскости, проходящей через ось модели 1 ( $L = 100$  мм,  $D = 14,5$  мм,  $l = 29$  мм,  $d = 1$  мм,  $k = 0,95$ ), при различных значениях чисел Маха и Рейнольдса:

$a$  —  $M_\infty = 4,85$ ,  $Re_1 = 2,7 \cdot 10^6$  м $^{-1}$ ,  $b$  —  $M_\infty = 7,00$ ,  $Re_1 = 1,5 \cdot 10^6$  м $^{-1}$

модели, для двух значений числа Маха при одинаковой температуре скелета вставки. При  $M_\infty = 4,85$  плотность набегающего потока равна  $12,7 \cdot 10^{-3}$  кг/м $^3$ , при  $M_\infty = 7,00$  — только  $3,1 \cdot 10^{-3}$  кг/м $^3$  при практически одинаковых значениях скорости набегающего потока. На рис. 5 видно, что в более плотном потоке при  $M_\infty = 4,85$  участок нагрева проходящего через пористую вставку воздуха имеет бóльшую протяженность (см. рис. 5, $a$ ), чем в менее плотном потоке при  $M_\infty = 7$  (см. рис. 5, $b$ ), вследствие чего температура вставки оказывает меньшее влияние на процесс обтекания модели.

На рис. 6, $a$  приведены экспериментальные зависимости нормированного коэффициента сопротивления  $C_x(T_{sk})/C_x(T_{sk0})$  для модели 2 (см. рис. 2, $a$ ) от температуры пористой вставки в точке расположения термопары при нагреве вставки с помощью электрического тлеющего разряда, а также результаты расчетов для этой модели, полученные с использованием кольцевой скелетной модели материала пористой вставки. В расчетах температура вставки  $T_{sk}$  принималась постоянной и равной средней температуре, измеряемой термопарой в эксперименте. На рис. 6, $a$  видно, что зависимость нормированного коэффициента сопротивления модели от температуры нагрева передней вставки тлеющим разрядом является практически линейной, как и в случае внешнего нагрева модели 1. Однако эффективность воздействия тлеющего разряда на величину коэффициента сопротивления модели 2 с короткой пористой вставкой ниже эффективности воздействия внешнего нагрева более длинной вставки модели 1.

Численное моделирование обтекания моделей позволяет оценить затраты тепловой мощности  $W_h$  на нагревание воздуха и связанное с этим изменение коэффициента сопротивления моделей. Величина  $W_h$  представляет собой разность значений полной мощности  $W_{T_{sk}}$  при нагревании и полной мощности  $W_{T_{sk0}}$  в отсутствие нагревания передней вставки. Мощности  $W_{T_{sk}}$  и  $W_{T_{sk0}}$  вычислялись как разность значений интеграла  $2\pi \int (U^2 \rho U/2 + c_p T \rho U) r dr$  во входном сечении расчетной области и в сечении заднего торца модели ( $c_p$  — удельная теплоемкость воздуха;  $T$  — температура воздуха в точках сечений;  $U$  — скорость потока в точках сечений;  $r$  — радиальная координата; первое слагаемое определяет поток кинетической энергии, часть которой может переходить в тепловую, второе слагаемое — поток тепловой энергии). Мощность  $W_{T_{sk0}}$  зависит как от сил сжатия газа на ударной волне, так и от сил трения в порах вставки и на поверхности цилиндра и соответствует мощности при нагревании потока силой аэродинамического сопротивления модели, а мощность  $W_{T_{sk}}$  включает также мощность, затраченную на нагрев

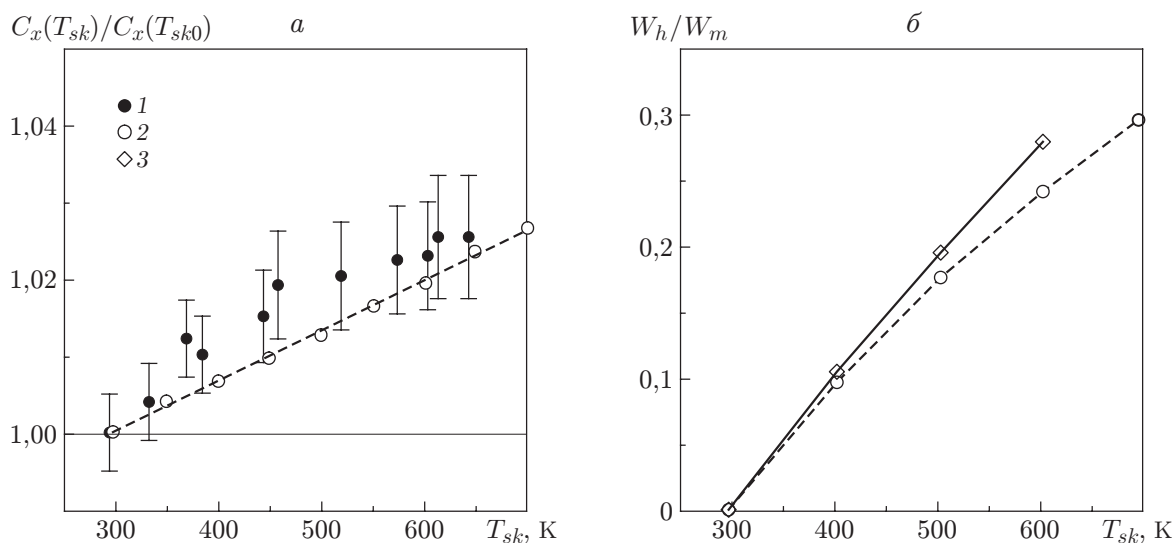


Рис. 6. Зависимости нормированного коэффициента аэродинамического сопротивления цилиндра с передней пористой вставкой (модель 2) (а) и нормированной тепловой мощности, расходуемой на нагревание воздуха (б), от температуры вставки при  $M_\infty = 7$ ,  $Re_1 = 1,5 \cdot 10^6 \text{ м}^{-1}$ ,  $L = 100 \text{ мм}$ ,  $d = 1 \text{ мм}$ ,  $k = 0,95$ :

1 — эксперимент (нагрев вставки тлеющим электрическим разрядом ( $D = 20 \text{ мм}$ ,  $l = 15 \text{ мм}$ )), 2, 3 — численное моделирование (2 — нагрев вставки тлеющим электрическим разрядом ( $D = 20 \text{ мм}$ ,  $l = 15 \text{ мм}$ ), 3 — внешний нагрев вставки ( $D = 14,5 \text{ мм}$ ,  $l = 29 \text{ мм}$ )); линии — аппроксимация расчетных данных

пористой вставки. На рис. 6,б приведены зависимости тепловой мощности  $W_h$ , нормированной на механическую мощность потока, набегающего на модель,  $W_m = \rho_\infty U_\infty^3 S$  ( $S$  — площадь миделя модели). С помощью аппроксимирующих кривых на рис. 6,б каждому значению нормированного коэффициента сопротивления на рис. 4,б, 6,а можно поставить в соответствие значение необходимой для его поддержания тепловой мощности.

Анализ данных на рис. 4, б показывает, что для изменения коэффициента сопротивления цилиндра с передней вставкой из ВПЯМ с помощью тепловых методов требуются значительные затраты мощности (несколько десятков процентов мощности набегающего потока, что фактически равно мощности двигателя сверхзвукового летательного аппарата). Таким образом, полученные результаты свидетельствуют о преимуществе управления сопротивлением тел с передней газопроницаемой пористой вставкой методом механического изменения ее длины [6, 10–13] по сравнению с управлением с помощью тепловых методов.

**Заключение.** В работе выполнено экспериментальное и численное моделирование сверхзвукового обтекания цилиндра с передней газопроницаемой пористой вставкой для условий нагревания (охлаждения) материала вставки в диапазоне температур  $200 \div 700 \text{ К}$ . Эксперименты проведены в сверхзвуковой аэродинамической трубе при значениях числа Маха  $M_\infty = 4,85; 7,00$  и единичного числа Рейнольдса  $Re_1 = 2,7 \cdot 10^6; 1,5 \cdot 10^6 \text{ м}^{-1}$  соответственно. Реализованы методы нагревания пористой вставки с помощью внешнего теплового воздействия и с помощью электрического тлеющего разряда. Численное моделирование обтекания выполнено с использованием скелетной кольцевой модели пористого материала.

Показана возможность управления аэродинамическими силами тел с газопроницаемыми пористыми вставками с помощью нагрева (охлаждения) пористого материала и полу-

чены данные о величине изменения сопротивления. Из результатов экспериментального и численного моделирования следует, что в отличие от моделей без нагрева при увеличении температуры аэродинамическое сопротивление цилиндра с передней пористой вставкой также увеличивается, при уменьшении температуры пористой вставки — уменьшается.

Показано, что основное влияние на изменение аэродинамического сопротивления при нагревании материала передней вставки оказывают силы вязкости. Однако малый относительный вклад сил вязкости в общее сопротивление не позволяет значительно изменять коэффициент сопротивления с помощью тепловых методов.

Выполнены оценки затрат мощности на изменение аэродинамического сопротивления при нагревании вставки, которые оказались значительными по сравнению с мощностью набегающего потока. Это позволяет сделать вывод о преимуществе механического способа изменения аэродинамического сопротивления тела с передней пористой вставкой путем изменения ее длины.

## ЛИТЕРАТУРА

1. **Витязь П. А.** Фильтрующие материалы: свойства, области применения, технология изготовления / П. А. Витязь, В. М. Капшевич, Р. А. Кусин. Минск: Науч.-исслед. ин-т порошковой металлургии и опытного пр-ва, 1999.
2. **Анциферов В. Н., Храмцов В. Д., Поливода А. И. и др.** Высокопористые проницаемые ячеистые материалы для экологически безопасных теплогенераторов // Перспективные материалы. 2008. № 6. С. 1–5.
3. **Полнев В. М.** Гидродинамика и теплообмен в пористых элементах конструкций летательных аппаратов / В. М. Полнев, В. Л. Майоров, Л. Л. Васильев. М.: Машиностроение, 1988.
4. **Bauer S. X. S., Hensch M. J.** Allevation of side force on tangent-ogive forebodies using passive porosity // J. Aircraft. 1994. V. 31, N 2. P. 354–361.
5. **Ram O., Sadot O.** A simple constitutive model for predicting the pressure histories developed behind rigid porous media impinged by shock waves // J. Fluid Mech. 2013. V. 718. P. 507–523.
6. **Фомин В. М., Миронов С. Г., Сердюк К. М.** Снижение волнового сопротивления тел в сверхзвуковом потоке с помощью пористых материалов // Письма в ЖТФ. 2009. Т. 35, вып. 3. С. 39–45.
7. **Фомин В. М., Запрягаев В. И., Локотко А. В., Волков В. Ф.** Влияние газопроницаемых участков поверхности на аэродинамические характеристики тела вращения при сверхзвуковых скоростях // Докл. РАН. 2009. Т. 427, № 5. С. 627–628.
8. **Фомин В. М., Запрягаев В. И., Локотко А. В. и др.** Аэродинамические характеристики тела вращения с газопроницаемыми участками поверхности // ПМТФ. 2010. Т. 51, № 1. С. 79–88.
9. **Миронов С. Г., Сердюк К. М.** Воздействие на волновое сопротивление затупленных тел в сверхзвуковом потоке сетчатыми экранами // Теплофизика и аэромеханика. 2012. Т. 19, № 2. С. 201–208.
10. **Бедарев И. А., Миронов С. Г., Сердюк К. М. и др.** Физическое и математическое моделирование сверхзвукового обтекания цилиндра с пористой вставкой // ПМТФ. 2011. Т. 52, № 1. С. 13–23.
11. **Миронов С. Г., Маслов А. А., Поплавская Т. В., Кириловский С. В.** Моделирование сверхзвукового обтекания цилиндра с газопроницаемой пористой вставкой // ПМТФ. 2015. Т. 56, № 4. С. 12–22.

12. Кириловский С. В., Маслов А. А., Миронов С. Г., Поплавская Т. В. Применение скелетной модели высокопористого ячеистого материала для моделирования сверхзвукового обтекания цилиндра с передней газопроницаемой вставкой // Изв. РАН. Механика жидкости и газа. 2018. № 3. С. 78–86.
13. Maslov A. A., Mironov S. G., Poplavskaya T. V., Kirilovskiy S. V. Supersonic flow around a cylinder with a permeable high-porosity insert: experiment and numerical simulation // J. Fluid Mech. 2019. V. 867. P. 611–632.
14. Миронов С. Г., Цырюльников И. С., Маслов А. А. Управление аэродинамическими силами с помощью газопроницаемых пористых материалов // Письма в ЖТФ. 2014. Т. 40, вып. 19. С. 83–88.
15. Пат. 2559193 РФ, В 64 С 19/00, 21/04. Способ управления обтеканием сверхзвукового летательного аппарата / С. Г. Миронов, А. А. Маслов, И. С. Цырюльников. Опубл. 13.07.2015.
16. Пат. 2621195 РФ, В 64 С 19/00, Н 05 В 6/10. Способ управления обтеканием сверхзвукового летательного аппарата / С. Г. Миронов, И. С. Цырюльников. Опубл. 01.06.2017.
17. Миронов С. Г., Поплавская Т. В., Кириловский С. В. Исследование течения воздуха в высокопористых ячеистых материалах при наличии нагрева // Сиб. физ. журн. 2017. Т. 12, № 2. С. 66–74.
18. Миронов С. Г., Поплавская Т. В., Кириловский С. В. Влияние температуры передней пористой вставки на аэродинамическое сопротивление цилиндра в сверхзвуковом потоке // Теплофизика и аэромеханика. 2017. Т. 24, № 4. С. 647–650.
19. Бодажков В. А. Объемный индукционный нагрев. СПб.: Политехника, 1992.

*Поступила в редакцию 18/V 2020 г.,  
после доработки — 17/VI 2020 г.  
Принята к публикации 29/VI 2020 г.*

---