

УДК 532.526.4+532.526/72+533.696.6

Улучшение аэродинамики высокоскоростных поездов посредством микровдува

Е.А. Шквар, А. Джамеа, Ш.-Ю. Е, Ц.-Ч. Цай, А.С. Крыжановский

Чжэцзянский педагогический университет, Цзиньхуа, Китай

E-mail: shkvar.eugene@qq.com

Предложен перспективный метод снижения сопротивления посредством микровдува через обтекаемую поверхность применительно к внешней поверхности высокоскоростных поездов. Проанализированы преимущества применения микровдува для высокоскоростного поезда. Разработана соответствующая математическая модель на основе RANS-уравнений и выполнены расчеты внешнего обтекания поезда длиной 200 м. Предложенные модификации математической модели турбулентности были использованы для учета влияния микровдува во внутренней области турбулентного пограничного слоя. Представлены результаты расчетов турбулентного пограничного слоя около проницаемой поверхности с различными режимами микровдува и проанализированы полученные результаты параметрического исследования снижения сопротивления в зависимости от интенсивности микровдува и длины области высокоскоростного поезда, покрытой пористой поверхностью с учетом относительной площади последней. В частности, получены зависимости между уменьшением коэффициента сопротивления и длиной тела поезда с реализованным микровдувом, а также его интенсивностью. Установлено, что реализация микровдува со скоростью вдува 0,25 % от скорости движения поезда ($V = 100$ м/с) на 70 %-ах площади обтекаемой поверхности лишь одного вагона (длиной $L = 25$ м) позволяет уменьшить аэродинамическое сопротивление (включая наиболее значимые составляющие давления и трения в голове и хвосте) всего поезда ($L = 200$ м) в среднем на 5,25 %. Таким образом, в случае реализации микровдува на всех 8 вагонах поезда его аэродинамическое сопротивление может быть уменьшено на величину около 42 %.

Ключевые слова: уменьшение сопротивления, равномерный микровдув, перфорированная поверхность, турбулентный пограничный слой, скоростной поезд, коэффициент аэродинамического сопротивления.

1. Введение и общая постановка задачи

В настоящее время высокоскоростные поезда являются одним из наиболее актуальных и интенсивно развивающихся видов транспортных средств, поскольку их эксплуатация не зависит от погодных условий и является экономически выгодной альтернативой ближнемагистральным самолетам. Вследствие повышенного интереса к высокоскоростным поездам и повышению эффективности последних, области исследований этих объектов очень разнообразны: от применения принципов магнитолевитации до оптимизации пантографа. Однако наиболее актуальным предметом исследования является аэродинамика высокоскоростных поездов. Средняя скорость современного скоростного поезда составляет 250–350 км/ч, максимальная скорость была достигнута в 2014 году китайским колесным поездом CRH380AM-0204 (СIT500) и равнялась 605 км/ч. Для обычных китайских колесных поездов со скоростью 300 км/ч аэродинамическое сопротивление составляет около 85 % от полного сопротивления поезда [1, 2]. Поэтому проблема снижения сопротивления является одной из наиболее значимых для данного вида транспортных средств. В частности, она решается за счет оптимизированной обтекаемой формы

высокоскоростных поездов, что является результатом множества различных экспериментальных и теоретических исследований. В настоящее время можно сделать вывод о том, что форма высокоскоростных поездов близка к оптимальной, и дальнейшее снижение сопротивления путем оптимизации формы уже не является эффективной стратегией. Процесс взаимодействия между обтекаемой поверхностью высокоскоростного поезда и потоком, формирующимся вокруг него, составляет в процентном отношении к аэродинамическому сопротивлению приблизительно: 36 % от трения обшивки, 28 % от давления на головную и хвостовую части поезда и 36 % от остальных источников (4 % — разрывы и зазоры, 11 % — пантограф, 7 % — нижняя часть корпуса, 2 % — тормоза, 12 % — вагонные тележки) [3]. Таким образом, сопротивление трения является доминирующей составляющей полного сопротивления поезда и его вклад составляет около $(0,36 \cdot 0,85) \cdot 100 \% = 30,6 \%$. Следовательно, именно модификация поверхности высокоскоростного поезда имеет большой потенциал и является перспективным направлением исследований для дальнейшего развития аэродинамики поездов.

Вследствие высокой скорости и большой длины высокоскоростных поездов пограничный слой, формирующийся на их поверхности, является преимущественно турбулентным. Это является основной причиной значительного сопротивления трения и его доминирующей роли в общем сопротивлении поездов. Например, при скорости поезда $V = 100$ м/с, стандартных атмосферных условиях (температуре $t = 15$ °С, кинематической вязкости $\nu = 1,51 \cdot 10^{-5}$ м²/с) и критическом числе Рейнольдса $Re_{cr} = 5 \cdot 10^5$ (традиционная оценка для плоской пластины и различных аэродинамических профилей) приблизительное значение x -координаты перехода ламинарного режима обтекания в турбулентный составляет $x = Re_{cr} \cdot \nu / V = 5 \cdot 10^5 \cdot 1,51 \cdot 10^{-5} / 100 = 0,076$ м. Даже при очень малой скорости движения поезда $V = 10$ м/с (36 км/ч) переходная координата x равна $5 \cdot 10^5 \cdot 1,51 \cdot 10^{-5} / 10 = 0,76$ м, что составляет всего 3 % от типовой 25-метровой длины головного вагона высокоскоростного поезда.

Существует несколько эффективных методов, позволяющих уменьшить составляющую трения сопротивления путем модификации воздушных потоков, а именно: использование отсоса, вдува, поверхностного рифления, специальных устройств, таких как разрушители крупномасштабных вихрей или достаточно экзотических плазменных генераторов [4–6]. Вдув — инъекция небольшого количества воздуха через обтекаемую поверхность в пограничный слой — представляется наиболее эффективным и целесообразным для практического применения к высокоскоростным поездам благодаря следующим преимуществам.

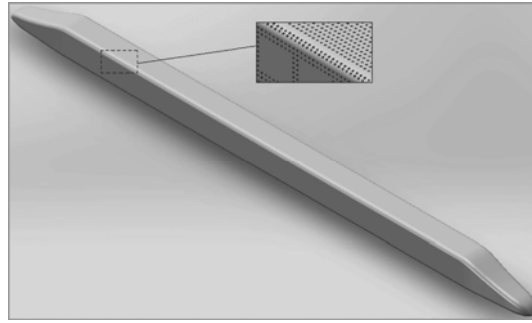
1. Микровдув не влияет на стабильность движения поезда и не приводит к режиму срыва потока.

2. Воздух для вдува может быть отобран с передней части локомотивного вагона, а затем перераспределен по перфорированной обтекаемой поверхности благодаря дополнительному давлению в зоне торможения или при помощи вспомогательного компрессора (рис. 1). Такой подход позволяет уменьшить избыточное статическое давление вблизи передней точки торможения, что будет способствовать снижению сопротивления давления.

3. Технология вдува хорошо применима к высокоскоростным поездам, поскольку она эффективно воздействует на сопротивление трения и, в соответствии с предыдущим пунктом, также способствует уменьшению сопротивления давления. Эти факторы являются наиболее актуальными для высокоскоростных поездов, у которых коэффициент трения обшивки является доминирующим (более чем в два раза больше) в сравнении с региональными поездами [3, 4].

4. Воздух для вдува может быть эффективно очищен, что обеспечит долговременное функционирование системы перераспределения воздуха. В случае же применения

Рис. 1. Упрощенная модель типичного высокоскоростного поезда с проницаемой поверхностью для вдува воздуха.



технологии отсоса микроотверстия будут быстро засоряться, поскольку воздух вблизи поверхности земли, обтекающий движущийся поезд, не настолько чист в сравнении с его качеством на высоте полета самолета, что позволяет сделать заключение о полной неприменимости отсоса к высокоскоростным поездам в отличие от вдува.

5. Вдув дает возможность существенно снизить местный коэффициент сопротивления (до 80 %) по сравнению с остальными упомянутыми выше методами, которые работают в узком диапазоне рабочих условий, и позволяют достигать эффекта уменьшения сопротивления не более 10–20 % [5–12].

6. Даже при наибольшей скорости поезда $605 \text{ км/ч} = 168,05 \text{ м/с}$ (числе Маха $M \approx 0,5$) поток является слабо сжимаемым. Такие эффекты, как ударные волны и их взаимодействие с пограничным слоем, в данном случае не являются актуальными и, в отличие от транзвуковых самолетов, не должны учитываться как факторы, которые могут негативно влиять на эффективность вдува. Таким образом, технология вдува является очень перспективной для высокоскоростных железнодорожных транспортных средств. Тем не менее, в настоящее время теоретический и экспериментальный анализ вдува ограничен преимущественно случаями простейших обтекаемых форм, таких как плоская пластина или участок аэродинамического профиля, а также равномерным вдувом с постоянными как по пространству и во времени параметрами [7–14].

Таким образом, цели настоящей работы заключаются в следующем: разработать концепцию и построить математическую модель высокоскоростного поезда с равномерным вдувом через проницаемые участки обтекаемой поверхности; проанализировать на полученной теоретической основе эффект уменьшения сопротивления в зависимости от протяженности участка вдува и его интенсивности; определить оптимальные значения наиболее актуальных параметров вдува.

2. Основные физические аспекты и их формализация

В рамках представленного исследования используются унифицированные и упрощенные структура, геометрия и условия функционирования высокоскоростного поезда, а именно: рассматривается состав из 8 вагонов размером $25 \times 3,4 \times 3,8 \text{ м}$ (длина \times ширина \times высота) общей длиной $25 \times 8 = 200 \text{ м}$ (рис. 1) с симметричным обтеканием, движущийся с крейсерской скоростью 100 м/с (360 км/ч). Наиболее значительным упрощением, которое принято при решении поставленной задачи, является отсутствие зазоров между вагонами, колесных тележек и других небольших элементов (пантографов, тормозов и т.д.), которые создают дополнительное сопротивление. Это упрощение позволяет уделить наибольшее внимание основным компонентам сопротивления, а именно: трению на обтекаемой поверхности и давлению в голове и хвосте поезда. Поэтому эффект влияния вдува на общее аэродинамическое сопротивление в настоящем исследовании оценивается на основе анализа только этих двух величин.

Микровдув — это технология уменьшения сопротивления, основанная на инъекции через поверхность небольшого количества газа, который должен быть достаточно равномерно распределен по площади ее перфорированного участка; соответственно отверстия для вдува на проницаемой поверхности должны быть весьма малыми (десяты

доли миллиметра) [7–14]. Поэтому наиболее важной задачей является получение аэродинамических характеристик высокоскоростного поезда общей длиной 200–400 м и скоростью 100–125 м/с и более с учетом малой величины равномерно распределенной скорости вдува — около 0,1–0,25 м/с. Следовательно, диапазон скоростей в этой задаче является слишком широким и допускает отличие их величин в 400–1250 раз. В этих условиях очень сложно обеспечить требуемое разрешение как для очень длинного высокоскоростного поезда, так и для слишком малой пристеночной скорости вдува. Любой унифицированный подход, основанный на уравнениях Навье–Стокса, осредненных по Рейнольдсу (RANS), моделировании методом крупных вихрей (LES) или методом отсоединенных вихрей (DES), которые представлены в различных пакетах гидроаэродинамического (CFD) программного обеспечения, потребует построения детальной сетки, что является слишком неэффективным в смысле вычислительных и временных ресурсов. Более того, стремление оптимизировать распределение параметров вдува делает любую унифицированную расчетную стратегию для будущих исследований абсолютно бесперспективной. Поэтому методология, реализованная в настоящей работе, основана на разбиении задачи определения аэродинамических характеристик скоростного поезда на две сопряженные части: первая — моделирование пространственного потока вокруг высокоскоростного поезда без учета эффекта вдува в большой расчетной области, охватывающей весь корпус поезда; вторая — независимое моделирование турбулентного пограничного слоя в достаточно малой области, расположенной вблизи внешней поверхности высокоскоростного поезда. Такое разложение возможно по следующим причинам. Во-первых, эффект вдува из-за его локализации вблизи обтекаемой поверхности оказывает значительное влияние только на коэффициент трения обшивки, который при типичных условиях, связанных с безотрывным режимом обтекания, не может изменять параметры распределения давления по телу поезда. Вследствие этого распределение давления может рассчитываться только один раз — для случая отсутствия вдува. Во-вторых, параметры пограничного слоя могут быть независимо определены с различными характеристиками воздействия вдува на основе известного распределения давления, полученного в случае отсутствия вдува.

Предлагаемый метод решения задачи не полностью удовлетворяет принципам хорошо известного и распространенного зонального подхода, поскольку одна и та же зона потока — пограничный слой — представлена как элемент обеих частей вычислений: без учета и с учетом вдува. Обе части этого метода требуют использования как различных расчетных областей, так и различных расчетных моделей, что является очевидным преимуществом такого подхода. Кроме того, данный подход позволяет независимо задавать требуемое разрешение сетки для расчетов распределений давления и поверхностного трения.

Таким образом, область распределения давления и сопротивления без учета вдува в целях минимизации вычислительных ресурсов была построена только для одной половины поезда, расположенной по одну сторону плоскости симметрии, как показано на рис. 2. В результате геометрические размеры расчетной области для 200-метрового поезда были приняты следующими: длина — 300 м, ширина — 25 м, высота — 41 м. Пространство между входной границей и головой поезда составляло 40 м, между выходной границей и хвостом поезда — 60 м. Плоскость земли, являющаяся нижней границей расчетной области, располагалась на расстоянии 0,6 м от нижней поверхности поезда.

В рамках первой части вычислительной процедуры в расчетной области на основе встроенного генератора сеток пакета ANSYS-Fluent 17.1 строилась неструктурированная тетраэдральная сетка, состоящая из 1868372 узлов (4531576 элементов сетки). Процедура плавного сгущения применялась к примыкающей к поверхности поезда части сетки с максимальным количеством слоев, равным 30, и множителем 1,2 для улучшения разрешения в области пограничного слоя (рис. 3). Моделирование зоны пограничного слоя (2-я часть вычислительной процедуры) выполнялось на основе обоснованного выше

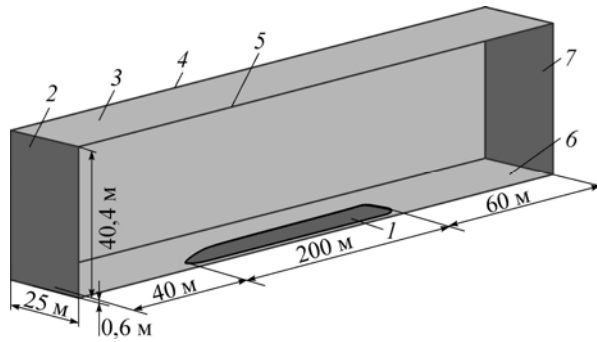


Рис. 2. Геометрия вычислительной области.

1 — внешняя поверхность поезда, 2 — входная грань, 3 — верхняя грань,
4 — удаленная от поезда боковая грань, 5 — боковая грань, совпадающая с плоскостью симметрии поезда,
6 — нижняя грань (поверхность земли), 7 — выходная грань.

предположения о том, что последний является практически полностью турбулентным: $h_y = 1,2\delta$, $\delta = 0,37L / \text{Re}_L^{0,2}$, где $\text{Re}_L = V_\infty L / \nu$ — число Рейнольдса в конце поезда длиной L , $V_\infty = V$ — скорость невозмущенного потока, δ — толщина турбулентного пограничного слоя при безградиентном обтекании плоской пластины. Это хорошо согласуется с условиями обтекания наиболее протяженного участка высокоскоростного поезда между концом его головной и началом хвостовой частей (более подробно будет рассмотрено ниже).

Результаты верификации сеток для моделирования пограничного слоя показали, что число точек разделения областей в направлениях x - и y - можно взять в количестве $N_{x\max} = 500$ и $N_{y\max} = 1500$ соответственно. Сетка строилась ортогональной и неоднородной в направлениях x и y , так что $x_{i+1} = 1,01x_i$, $y_{j+1} = 1,01y_j$, где i, j — индексы узлов сетки, связанные с x - и y -направлениями соответственно. Данная сетка для $L = 200$ м и $V_\infty = 100$ м/с содержит около 400–440 узлов внутри вязкого подслоя толщиной $\delta_{v\text{sub}}^+ = \delta_{v\text{sub}} v_* / \nu \approx 5$, где $v_* = \sqrt{\tau_w / \rho}$ — динамическая скорость, τ_w — сдвиговое напряжение на стенке, ρ — плотность воздуха, т.е. первый шаг сетки $\Delta y_1^+ = 1$, что позволяет характеризовать разрешение сетки как достаточное для моделирования такого пристеночного воздействия как микровдвух. Однако следует учитывать, что в этом случае только 750000 узлов будут размещены в пределах зоны, связанной с пограничным слоем, и около 200000 (или даже больше в случае наличия вдува) будут находиться в вязком подслое. Таким образом, указанное выше разрешение сетки будет либо недостижимым, либо очень неэффективным в случае использования единой сетки, связанной со всей областью (рис. 3), для моделирования потока вокруг высокоскоростного поезда (1-я часть вычислительной процедуры). Этот факт является убедительным обоснованием целесообразности и полезности предложенной выше идеи разложения задачи на две методологически различные вычислительные части.

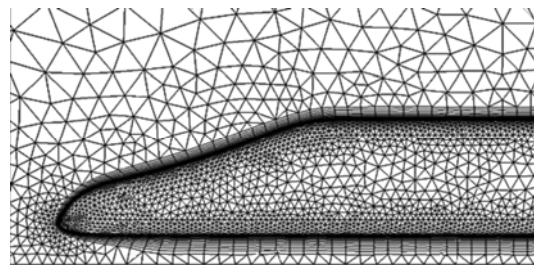


Рис. 3. Структура сетки со сгущением вблизи поверхности поезда.

3. Математическая модель и вычислительная методология

3.1. Первая часть расчетного метода

Основные уравнения. Для моделирования трехмерного потока вокруг высокоскоростного поезда без учета эффекта вдува решалась система осредненных по Рейнольдсу уравнений Навье–Стокса (RANS) в предположении стационарного, несжимаемого и турбулентного потока, что полностью соответствует сформулированным выше рабочим условиям:

$$\begin{cases} \nabla \cdot \bar{V} = 0, \\ (\bar{V} \cdot \nabla) \bar{V} = -\nabla p / \rho + \nabla \cdot (\nu \nabla \bar{V} + \bar{\sigma}_{t ij}), \end{cases} \quad (1)$$

где $\bar{\sigma}_{t ij} = -\overline{u'_i u'_j}$ — дополнительные напряжения Рейнольдса, которые являются результатом диссипативного механизма турбулентного обмена, p — давление. При расчетах порядок точности конечно-объемной дискретизации принимался равным 2, а также вследствие слабо сходящегося итерационного процесса допустимые максимальные остаточные значения невязок для всех вычислительных переменных выбирались равными $\varepsilon = 5 \cdot 10^{-5}$.

Граничные условия. Граничные условия устанавливались с учетом движения земной поверхности относительно зафиксированного корпуса поезда в соответствии с принятой в ANSYS Fluent формализацией следующим образом (см. рис. 2): внешняя поверхность поезда 1 — неподвижная стенка (wall); входная грань 2 — скорость 100 м/с (velocity-inlet); верхняя грань 3 — скорость 100 м/с (velocity-inlet); удаленная от поезда боковая грань 4 — скорость 100 м/с (velocity-inlet); боковая грань, совпадающая с плоскостью симметрии поезда 5 — условие симметрии (symmetry); нижняя грань (поверхность земли) 6 — движущаяся стенка, скорость 100 м/с (wall); выходная грань 7 — избыточное давление 0 Па (pressure-outlet).

Модель турбулентности. Согласно подходу Буссинеска напряжения Рейнольдса могут быть непосредственно связаны с компонентами тензора скорости деформации подобно случаю ламинарного течения, но с использованием дополнительной вязкости (так называемая вихревая или турбулентная вязкость ν_t), которая отражает диссипативный механизм вихревой системы турбулентности:

$$\bar{\sigma}_{t ij} = -\overline{u'_i u'_j} = \nu_t \bar{S}_{ij}, \quad \nu_t = \mu_t / \rho. \quad (2)$$

В рамках подхода RANS турбулентная вязкость ν_t должна моделироваться с использованием дополнительной полуэмпирической модели турбулентности. В рамках программного обеспечения ANSYS невозможно в полной мере учесть влияние микровдува на уровне любой из представленных в нем модели турбулентности, что является еще одной причиной в пользу разделения вычислений на две последовательные части. С целью выяснения степени чувствительности коэффициента сопротивления и времени вычислений к выбору модели турбулентности в ANSYS Fluent была проведена серия расчетов для случая отсутствия микровдува. Как следует из полученных результатов (таблица, рис. 4, 5), модель турбулентности Спаларта–Аллмараса с одним уравнением позволяет при минимальных временных затратах обеспечить результат, который очень близок к усредненной оценке значений коэффициентов сопротивления поезда, полученных при использовании иных моделей турбулентности. По этим причинам модель турбулентности Спаларта–Аллмараса и рассчитанное на ее основе значение коэффициента сопротивления высокоскоростного поезда $C_D = 0,41$ были взяты в качестве основы для дальнейших вычислений. Здесь важно отметить тот факт, что характерная площадь для вычисления C_D с целью удобства дальнейшего анализа снижения трения в настоящей работе определяется традиционным для удлиненных тел путем на основе геометрии миделевого сечения поезда (прямоугольник со скругленными краями, рис. 1) и принята равной $S_{mid} = 12 \text{ м}^2$. Тем не менее, все ассоциированные с C_D результаты могут быть

Таблица

Анализ применимости и эффективности моделей турбулентности

№	Модель турбулентности	Время вычислений, мин	Коэффициент сопротивления
1	Spalart–Allmaras (1 уравнение)	13:28	0,41
2	Standard $k-\varepsilon$ (2 уравнения)	15:40	0,434
3	RNG $k-\varepsilon$ (2 уравнения)	14:16	0,4
4	Realizable $k-\varepsilon$ (2 уравнения)	14:06	0,359
5	Standard $k-\omega$ (2 уравнения)	22:30	0,457
6	BSL $k-\omega$ (2 уравнения)	19:50	0,501
7	BSL $k-\omega$ (2 уравнения)	24:50	0,478
8	Transition $k-L-\omega$ (3 уравнения)	23:55	0,507
9	Transition SST (4 уравнения)	17:00	0,479
10	Reynolds Stress Transport Model (6 уравнений)	30:49	0,425

приведены к стандартизованному сообществом аэродинамиков значению $S = 10 \text{ м}^2$ [3] для высокоскоростных поездов путем увеличения значения C_D в 1,2 раза.

3.2. Вторая часть расчетного метода

Основные уравнения. Вторая часть вычислительной процедуры связана с необходимостью учета эффекта микровдува, что было выполнено на основе разработанного авторами собственного программного кода интегрирования двумерной системы уравнений стационарного несжимаемого пограничного слоя:

$$\begin{cases} \frac{\partial V_x}{\partial x} + \frac{\partial V_y}{\partial y} = 0, \\ V_x \frac{\partial V_x}{\partial x} + V_y \frac{\partial V_y}{\partial y} = -\frac{1}{\rho} \cdot \frac{dp}{dx} + \frac{\partial}{\partial y} \left(\nu \frac{\partial V_x}{\partial y} - \overline{u'_x u'_y} \right), \end{cases} \quad (3)$$

где V_x , V_y — компоненты скорости потока в направлениях x и y . Эта система была аппроксимирована неявной конечно-разностной схемой второго порядка точности в обоих направлениях развития потока, после чего решалась маршевым методом в направлении течения.

Граничные условия. Граничные условия определялись традиционным способом моделирования пограничного слоя: входное сечение ($x = x_{\text{in}}$) — $p = p_{\infty}$, $V_x(y) = V_{\infty}(y/\delta_{\text{in}})^{1/7}$, где $\delta_{\text{in}} = 0,37x_{\text{in}}/\text{Re}_{\text{in}}^{0,2}$ — аппроксимация толщины турбулентного пограничного слоя

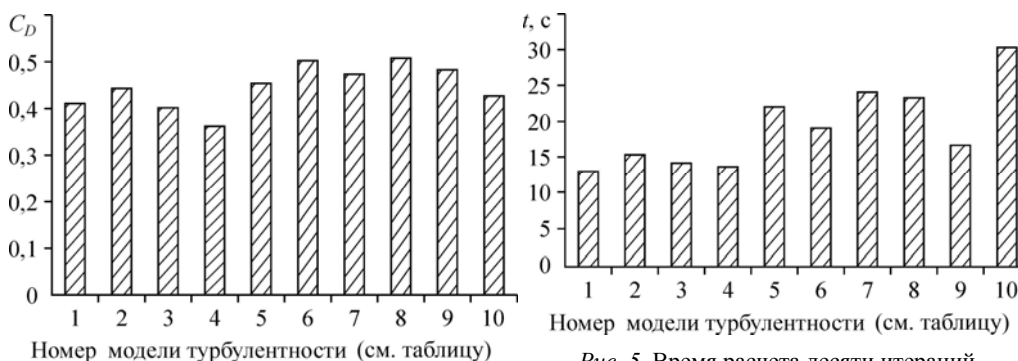


Рис. 4. Зависимость коэффициента сопротивления от примененных моделей турбулентности.

Рис. 5. Время расчета десяти итераций в зависимости от примененных моделей турбулентности на компьютере с двумя процессорами Intel E5 2667 v3 (3.2 GHz).

при $x = x_{in}$, $Re_{in} = V_{\infty} x_{in} / \nu$ — число Рейнольдса при $x = x_{in}$. Условия на стенке: $V_x = 0$, $V_y = V_w$, где V_w — заданная скорость вдува. Условия на границе внешней области соответствуют условиям невозмущенного потока: $V_x = V_{\infty}$, $p = p_{\infty}$.

Модель турбулентности. На этом этапе расчетной процедуры, аналогично первой ее части, использован подход Буссинеска:

$$-\overline{u'_x u'_y} = \nu_t \overline{S_{xy}} \approx \nu_t \frac{\partial V_x}{\partial y}, \quad (4)$$

но, в отличие от первого случая, применена алгебраическая модель турбулентности Себеси–Смита, адаптированная авторами для случая учета эффекта вдува стенки:

$$\nu_t = \begin{cases} \nu_{t\ in}, & \text{если } y \leq y_*, \\ \nu_{t\ out}, & \text{если } y > y_*, \end{cases} \quad (5)$$

здесь y_* — координата точки, соответствующая наименьшему расстоянию y от стенки,

для которого $\nu_{t\ in} = \nu_{t\ out}$, $\nu_{t\ in} = l^2 \frac{\partial V_x}{\partial y}$ — модельное представление ν_t во внутренней

области пограничного слоя, $l = 0,4y(1 - \exp(-y^+ / A^+))$ — параметр длины смещения,

$y^+ = yv_* / \nu$ — координата y , обезразмеренная в соответствии с масштабом длины закона

стенки, $A^+ = f(V_w^+)$ — модифицированный параметр демпфирования стенки с учетом эф-

фекта микровдува, $V_w^+ = V_w / v_*$ — скорость вдува V_w , обезразмеренная в соответствии

с масштабом скорости закона стенки, $\nu_{t\ out} = 0,0168V_{out}^* \delta^*$ — модельное представление ν_t

во внешней области пограничного слоя, V_{out} — значение продольной составляющей ско-

рости V_x на внешней границе пограничного слоя (в случае потока без градиента давле-

ния $V_{out} = V_{\infty}$), $\delta^* = \int_0^{\delta} (1 - V_x(y) / V_{out}) dy$ — толщина вытеснения, $\gamma = 1 / [1 + 5,5(y / \delta)^6]$ —

коэффициент перемежаемости.

Расчеты (первой и второй частей) были проведены для сформулированных выше условий с их параметризацией. Полученные численные результаты представлены ниже.

4. Верификация математической модели. Этап 1: моделирование обтекания высокоскоростного поезда без микровдува

Выполненные расчеты на основе первой части разработанной методологии (уравнения (1), (2), модель турбулентности Спаларта–Аллмараса, вычислительная область, покрывающая весь корпус) позволили получить распределение характеристик обтекания высокоскоростного поезда для описанной выше геометрии поезда (8 вагонов, $L = 200$ м) и скорости потока $V_{\infty} = 100$ м/с. Наиболее актуальными из них в контексте этого исследования являются распределения коэффициента давления $C_p = 2(p - p_{\infty}) / (\rho V_{\infty}^2)$ и местного коэффициента трения обшивки $C_f = 2\tau_w / (\rho V_{\infty}^2)$.

Анализ распределения давления. Распределение коэффициента давления (рис. 6) позволяет подтвердить следующие факты: распределение давления является равномерным для превалирующей части обтекаемой поверхности (около 85 %), за исключением головной и хвостовой частей высокоскоростного поезда; нулевое значение C_p в зоне, где коэффициент давления постоянный, означает, что соответствующее давление между головной

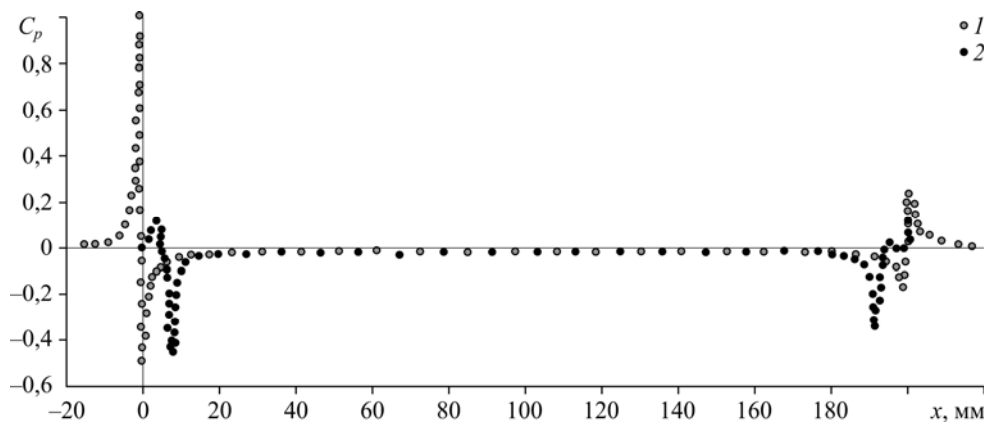


Рис. 6. Распределение коэффициента давления вдоль продольной оси поезда.

1, 2 — верхняя и нижняя поверхности соответственно.

и хвостовой частями является очень близким к атмосферному и не зависит от расположения рассматриваемой части поверхности поезда (левая или правая, верхняя или нижняя стороны). Это позволяет с приемлемой для практических приложений точностью рассматривать поток над обтекаемой поверхностью в этой зоне таким же, как и без градиента давления и, следовательно, достаточно близким к двумерному течению, что упрощает последующее моделирование пограничного слоя, проводимое с целью учета влияния эффекта вдува и оценки трения обшивки.

Моделирование пограничного слоя. Распределение местного коэффициента трения C_f на поверхности высокоскоростного поезда в плоскости симметрии и при отсутствии вдува, полученное на основе расчетов ANSYS-Fluent (первая часть вычислительной процедуры), представлено на рис. 7. Символы 1 и 2 относятся к верхней и нижней поверхностям соответственно. Эти распределения очень близки друг к другу для центральной части поезда (около 85 % от общей длины) и демонстрируют значимые различия только в его головной и хвостовой частях. Такое сходство распределений является еще одним подтверждением факта близкой к двумерной структуры течения в центральной части поезда.

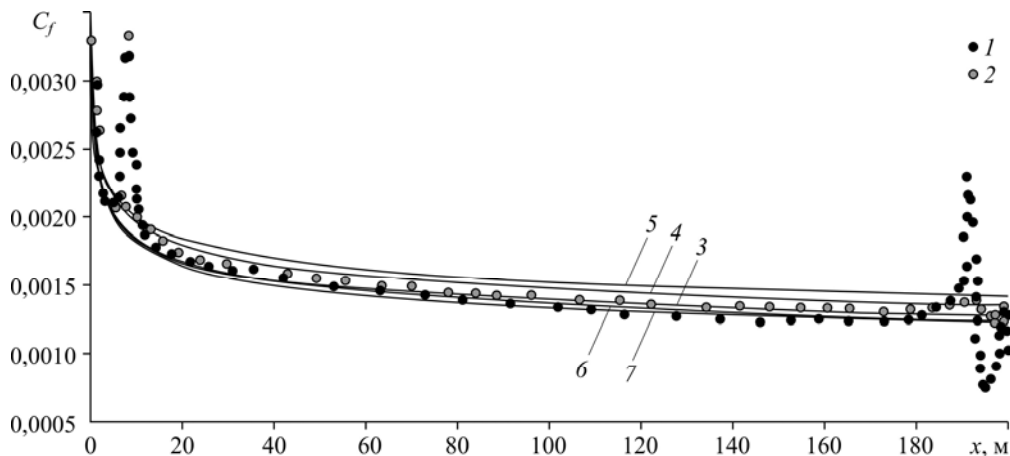


Рис. 7. Распределение коэффициента трения вдоль продольной оси поезда.

Символы — расчеты в ANSYS-Fluent: 1 — верхняя поверхность, 2 — нижняя поверхность, 3 — численные расчеты течения на плоской пластине по теории пограничного слоя, 4–7 — аналитические расчеты распределения $C_f(x)$ вдоль плоской пластины по различным эмпирическим аппроксимационным формулам, справедливым для высоких значений числа Рейнольдса.

Следующая серия вычислений $C_f(x)$ была выполнена на основе предположения о турбулентном пограничном слое над плоской пластиной без вдува (уравнения (3), (4), модель турбулентности Себеси–Смита). Толщина h_y вычислительной области определялась как $\delta = 0,37L / \text{Re}_L^{0,2} = 0,37 \cdot 200 / (1,37 \cdot 10^9)^{0,2} = 1,1$ м, $h_y = 1,2\delta = 1,32$ м, координаты входных и выходных сечений были приняты как $x_{\text{in}} = 0,1$ м, $x_{\text{out}} = 194$ м соответственно. Результаты проведенных вычислений проиллюстрированы на рис. 7 кривой 3. Другие кривые показывают $C_f(x)$ -распределения, полученные по хорошо известным аналитическим зависимостям для турбулентного пограничного слоя над плоской пластиной, пригодным для больших значений числа Рейнольдса: $C_f = [2 \lg(\text{Re}_x) - 0,65]^{-2,3}$, $\text{Re}_x = V_\infty x / \nu$ (Шлихтинг, кривая 4), $C_f = 2[5,75 \lg(\text{Re}_{\delta^{**}}) + 3,8]^{-2}$, $\text{Re}_{\delta^{**}} = V_\infty \delta^{**} / \nu$, $\delta^{**} = 0,036x / \text{Re}_x^{0,2}$ (кривая 5), $C_f = 0,02296 \text{Re}_x^{-0,139}$ (Никурадзе, кривая 6), $C_f = 0,3[\log_{10}(\text{Re}_x)]^{-2,584}$ (Шульц–Грунов, кривая 7). Представленное сравнение демонстрирует хорошее для практических потребностей количественное и качественное соответствие между результатами локального распределения трения обшивки вдоль вытянутого тела поезда (за исключением достаточно коротких зон головы и хвоста) и над плоской пластиной, что позволяет сформулировать важный вывод для дальнейших исследований относительно подобия этих течений и возможности моделирования параметров трехмерного пограничного слоя в потоке вокруг высокоскоростного поезда с помощью упрощенной модели двумерного пограничного слоя, развивающегося вдоль плоской пластины, имеющей эквивалентную поезду длину. Этот весьма полезный результат является вполне ожидаемым, поскольку для очень вытянутых тел коэффициент коррекции формы с учетом различий между данным удлиненным телом и плоской пластиной ($\eta_c = C_{D \text{ body}} / C_{D \text{ flat plate}}$) монотонно приближается к единице по мере увеличения L/D более 15–20 (D — гидравлический диаметр удлиненного тела), тогда как для типичного высокоскоростного поезда отношение L/D превышает 50.

5. Верификация математической модели. Этап 2: моделирование потока вокруг высокоскоростного поезда с микровдувом

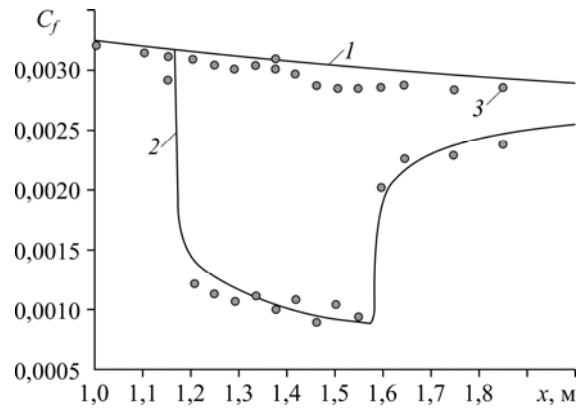
Первым шагом, учитывающим влияние эффекта микровдува, является калибровка модели. С этой целью были использованы экспериментальные данные, полученные в работах [10–12] для вычисления значений местного коэффициента трения C_f плоской пластины в конце ее перфорированного участка в зависимости от параметра вдува $C_b = V_w / V_\infty$. Скорость вдува V_w для каждого из заданных значений C_f была обезразмерена в соответствии с масштабом закона стенки: $V_w^+ = V_w / v_*$, а необходимый коэффициент демпфирования A^+ для получения соответствующего значения C_f был найден на основе разработанной математической модели турбулентного пограничного слоя над перфорированной поверхностью. При этом полученный набор данных $A^+ = f(V_w^+)$ был аппроксимирован зависимостью

$$A^+ = \begin{cases} 764,1V_w^+ + 26, & \text{если } V_w^+ \leq 0,01, \\ 36,5 / (8,5V_w^+ + 1), & \text{если } V_w^+ > 0,01. \end{cases} \quad (6)$$

Развивающееся турбулентное течение над плоской пластиной с перфорированным участком ($x_b = [1,17; 1,58]$, $C_b = 0,00277$), экспериментально исследованное в работе [10], численно моделировалось авторами настоящей работы на основе системы уравнений (3)–(6) (рис. 8). Достигнутый уровень согласования между экспериментальными данными и

Рис. 8. Местный коэффициент трения вдоль плоской пластины с перфорированным участком.

Численное моделирование в отсутствие (1) и при наличии (2) выдува ($C_b = 0,00277$), 3 — экспериментальные данные [10].



численными расчетами позволяет сделать вывод о надежности воспроизведения разработанной математической моделью турбулентного пограничного слоя с микровдувом через обтекаемую поверхность.

Дальнейшее применение этой модели к турбулентному пограничному слою, развивающемуся на обтекаемой поверхности высокоскоростного поезда с различными реализациями микровдува через нее, будет представлено в следующем разделе.

6. Анализ результатов моделирования микровдува

Проведенный анализ основан на двух основных параметрах: длине перфорированного участка и интенсивности вдува. Зависимость распределения локального трения обшивки от длины перфорированного участка обтекаемой поверхности показана на рис. 9. Здесь предполагалось, что начальная координата перфорированного участка расположена непосредственно за головной кабиной поезда и равна $x_{b\text{ in}} = 6$ м. Вдув рассматривался как равномерный, и его интенсивность в этих вычислениях была принята $C_b = 0,0025$. Полученные результаты демонстрируют значительное уменьшение местных значений коэффициента трения обшивки C_f аналогично экспериментальным данным [10–12], но для значительно большей длины перфорированного участка. Полученные распределения C_f позволяют получить суммарный коэффициент сопротивления трения поезда

$$C_F = \frac{S_{\text{ext}}}{S_{\text{mid}}} \frac{1}{L} \int_0^L C_f dx, \quad (7)$$

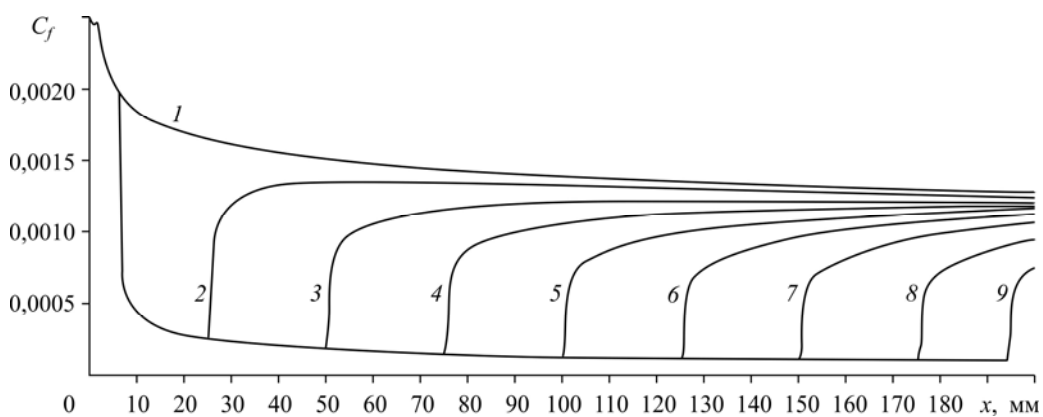
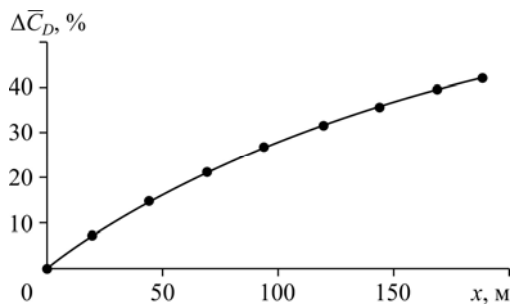


Рис. 9. Местный коэффициент трения в зависимости от длины перфорированной секции при интенсивности вдува $C_b = 0,0025$.

1 — вдув отсутствует, $L_b = 19$ (2), 44 (3), 69 (4), 94 (5), 119 (6), 144 (7), 169 (8), 188 (9) м.

где $S_{\text{ext}} = 2420 \text{ м}^2$ — площадь внешней обтекаемой поверхности поезда, $S_{\text{mid}} = 12 \text{ м}^2$ — площадь миделевого сечения поезда. При обтекании без наличия вдува (в дальнейшем будет обозначаться дополнительным индексом 0) этот коэффициент составил $C_{F0} = 0,2917$. Вследствие отсутствия технической возможности реализовать проницаемые участки на всей обтекаемой поверхности поезда (в силу наличия окон и различного оборудования) для обеспечения более реалистичного анализа данный фактор был учтен посредством введения относительной площади проницаемой поверхности $\bar{S}_b = S_b / S_{\text{ext}}$ и был приближенно принят $\bar{S}_b = 0,7$, что соответствует 70 % покрытия обтекаемой поверхности проницаемыми участками. Результирующий коэффициент сопротивления трения обшивки при вдуве рассчитывался как средневзвешенное значение: $C_{Fb} = C_F \bar{S}_b + C_{F0}(1 - \bar{S}_b)$, где C_F определялся из (7) в соответствии с текущими параметрами вдува. В результате, уменьшение сопротивления трения и процентное суммарное снижение сопротивления можно оценить по формулам $\Delta C_{Fb} = C_{F0} - C_{Fb}$ и $\Delta \bar{C}_{Db} = (\Delta C_{Fb} / C_D) \cdot 100 \%$ соответственно. Результаты расчетов $\Delta \bar{C}_{Db}(x)$, полученных на основе данных, представленных на рис. 9, обобщены на рис. 10. Как следует из графика, зависимость $\Delta \bar{C}_{Db}(x)$ имеет достаточно высокую скорость возрастания, которая незначительно уменьшается по мере увеличения длины перфорированного участка. Если половина длины поезда покрыта проницаемой поверхностью с $\bar{S}_b = 0,7$, а поверхность головы и хвоста поезда не принимаются во внимание, эффект уменьшения аэродинамического сопротивления составляет 28 % от C_D без вдува, а в случае использования вдува по всей длине поезда этот эффект достигает 42 %.

Следующая серия вычислений была посвящена анализу влияния интенсивности вдува. Здесь важно отметить тот факт, что, как и в случае экспериментов [10, 11] (рис. 8), при численных расчетах (рис. 9) можно наблюдать задержку восстановления зависимости $C_f(x)$ за перфорированным участком. Обнаруженный дополнительный эффект может быть полезен на практике. Кроме того, благодаря его потенциальному вкладу отсутствует необходимость покрывать всю обтекаемую поверхность перфорированными участками. В то же время, это является основанием ограничить дальнейший анализ рассмотрением проницаемого покрытия только на первой (от головы) половине длины поезда ($L = 100 \text{ м}$). Полученные результаты приведены на рис. 11, где различным значениям коэффициента вдува C_b соответствуют различные кривые. Как следует из этого графика, рост интенсивности вдува C_b увеличивает эффект уменьшения сопротивления, одновременно увеличивая положительную роль эффекта задержки восстановления зависимости $C_f(x)$ за перфорированным участком. Однако на практике очень малые значения C_f являются нежелательными, поскольку они увеличивают тенденцию срыва потока при любых внешних возмущениях (например, под влиянием бокового ветра). По этой причине очень важно надлежащим образом ограничивать интенсивность вдува. Это можно реализовать с помощью зависимости изменения коэффициента аэродинамического сопротивления поезда $\Delta \bar{C}_D(x)$ как функции C_b (рис. 12), полученной на основе (7),



реализовать с помощью зависимости изменения коэффициента аэродинамического сопротивления поезда $\Delta \bar{C}_D(x)$ как функции C_b (рис. 12), полученной на основе (7),

Рис. 10. Снижение коэффициента аэродинамического сопротивления высокоскоростного поезда в зависимости от длины перфорированного участка при интенсивности вдува $C_b = 0,0025$.

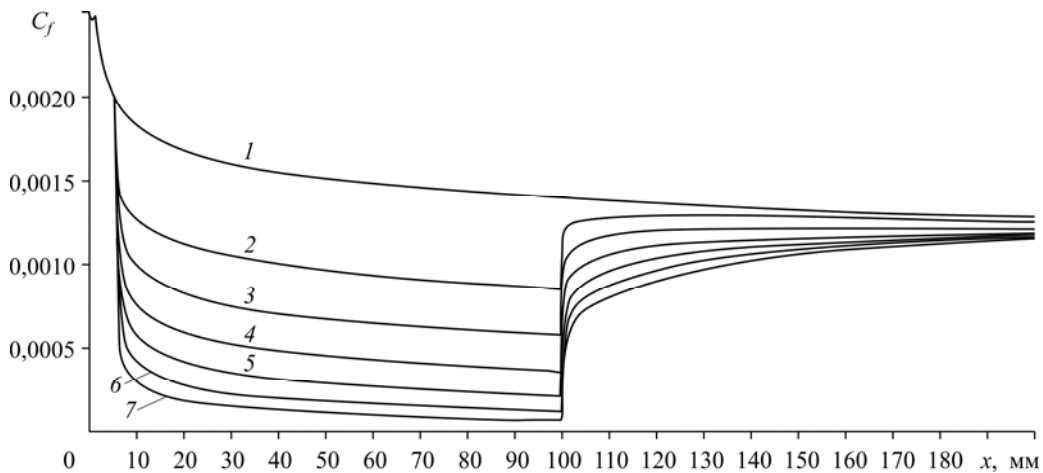


Рис. 11. Местный коэффициент сопротивления трения при 70 %-ом заполнении обшивки проницаемой поверхностью на передней половине длины поезда ($L = 100$ м) в зависимости от параметра вдува C_b .

$C_b = 0$ (1, вдув отсутствует), 0,0005 (2), 0,001 (3), 0,0015 (4), 0,002 (5), 0,0025 (6), 0,0035 (7).

аналогично предыдущему расчетному случаю. Из рис. 12 видно, что в первом приближении надлежащий интервал интенсивности вдува для рассматриваемого высокоскоростного поезда и принятых условий его функционирования может быть определен как $C_b = [0,0015; 0,0025]$. Более точное и целесообразное определение наиболее эффективного коэффициента вдува в зависимости от длины проницаемой части обтекаемой поверхности, формы и скорости поезда должно основываться на анализе потерь энергии в системе воздухозабора и перераспределения, необходимой для реализации технологии вдува, что станет целью дальнейших исследований.

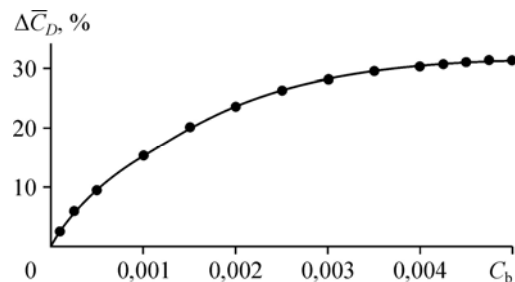
Выводы

1. Разработана методологическая концепция и соответствующая математическая модель развития турбулентного потока над высокоскоростным поездом с равномерным микровдувом по его поверхности.

2. Полученные результаты продемонстрировали эффективность применения представленного метода управления обтеканием в отношении высокоскоростного поезда и высокую эффективность снижения сопротивления в зависимости от соответствующей площади проницаемой поверхности поезда и интенсивности вдува.

3. Реализация микровдува при его скорости всего 0,25 % от скорости движения поезда ($V = 100$ м/с) на 70 % площади для каждого вагона поезда ($L = 25$ м) позволяет уменьшить аэродинамическое сопротивление, включающее наиболее актуальные компоненты, обусловленные как трением, так и давлением, примерно на 5,25 %. Следовательно, ожидаемое снижение аэродинамического сопротивления поезда ($L = 200$ м) в случае реализации микровдува на всех его 8 вагонах составит около 42 %.

Рис. 12. Процентное снижение коэффициента аэродинамического сопротивления при 70 %-ом заполнении обшивки проницаемой поверхностью на передней половине длины поезда ($L = 100$ м) в зависимости от интенсивности вдува C_b .



4. Дальнейший анализ возможностей усовершенствования этой технологии может быть связан с моделированием системы воздухозаборника, которая в случае размещения впускного канала в передней зоне торможения может обеспечить дополнительное снижение сопротивления давления, а также с реализацией неоднородного вдува.

Список литературы

1. **Yang M., Du J., Li Z., Huang S., Zhou D.** Moving model test of high-speed train aerodynamic drag based on stagnation pressure measurements // PloS One. 2017. Vol. 12, No. 1 P. e0169471-1–e0169471-15.
2. **Gawthorpe R. G.** Aerodynamics of trains in the open air // Railway Engineer International. 1978. Vol. 3, No. 3. P. 7–12.
3. **Orellano A., Sperling S.** Aerodynamic improvements and associated energy demand reduction of trains // The Aerodynamics of Heavy Vehicles II Trucks, Buses and Trains / Ed. F. Browand, R. McCallen, J. Ross. Springer, 2009. P. 219–231.
4. **Paul J.C.** Aerodynamic drag reduction of open-top gondola and hopper cars in unit train operation and impact on train fuel consumption and economics // The Aerodynamics of Heavy Vehicles III. Springer International Publishing. 2016. P. 37–59.
5. **Truong V.T.** Drag reduction technologies. DSTO Aeronautical and Maritime Research Laboratory 506 Lorimer St Fishermans Bend Vic 3207 Australia AR-011-925. 2001. 121 p.
6. **Gad-el-Hak M.** Flow control: passive, active, and reactive flow management. Cambridge University Press, 2000. 421 p.
7. **Hwang D.** A proof of concept experiment for reducing skin friction by using a micro-blowing technique // AIAA Paper. 1997. No. 97–0546.
8. **Patent U.S. No. 5,803,410. Hwang D.P.** Skin friction reduction by micro-blowing technique. 1998.
9. **Hwang D.P.** An experimental study of turbulent skin friction reduction in supersonic flow using a micro-blowing technique // AIAA Paper. 2000. No. 2000–0545. 26 p.
10. **Kornilov V.I.** Current state and prospects of researches on the control of turbulent boundary layer by air blowing // Progress in Aerospace Sci. 2015. Vol. 76. P. 1–23.
11. **Kornilov V.I., Boiko A.V.** Turbulent flow control by microblowing through microhole perforated wall // Int. Symp. on Experimental Computational Aerothermodynamics of Internal Flows 4–7 July, Brussels, Belgium. 2011: ISAF10-046. P. 1–7.
12. **Корнилов В.И., Бойко А.В., Кавун И.Н.** Турбулентный пограничный слой на мелкоперфорированной поверхности в условиях вдува воздуха за счет ресурсов внешнего потока // Инж.-физ. журн. 2015. Т. 88, № 6. С. 1448–1459.
13. **Li J., Lee Ch.-H., Jia L., Li X.** Numerical study on flow control by microblowing // Proc. of 47th AIAA aerospace sciences meeting including the new horizons forum and aerospace exposition, Orlando, Florida (USA), 5–8 Jan. 2009. P. 1–19.
14. **Shojaefard M.H., Noorpoor A.R., Avanesians A., Ghaffarpour M.** Numerical investigation of flow control by suction and injection on a subsonic airfoil // American J. of Applied Sci. 2005. Vol. 10. P. 1474–1480.

*Статья поступила в редакцию 22 января 2018 г.,
после доработки — 9 февраля 2018 г.*