

Моделирование несжимаемых турбулентных течений в окрестности плохообтекаемых тел с использованием ПК ANSYS Fluent*

С. А. Вальгер¹, А. В. Фёдоров^{1,2}, Н. Н. Фёдорова^{1,2}

¹Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет, Россия

²Институт теоретической и прикладной механики СО РАН, Новосибирск, Россия
e-mail: swetla-ya@mail.ru, fedorov@itam.nsc.ru, nfed@itam.nsc.ru

С целью разработки методики моделирования ветровых воздействий на инженерные конструкции проведено численное исследование нестационарных несжимаемых турбулентных течений в окрестности модельных тел. Результаты расчётов сопоставлены с данными экспериментов по частоте срыва вихрей, средней скорости и кинетической энергии турбулентности.

Ключевые слова: плохообтекаемые тела, ветровые воздействия, турбулентность, расчётные комплексы, ANSYS Fluent.

Введение

При проектировании высотных сооружений и объектов, представляющих собой сложные инженерные конструкции уникальной архитектуры, возникает задача по обеспечению их безопасности, надёжности и пригодности к эксплуатации. При этом учёт воздействий, вызванных природными явлениями (ветры, ураганы, землетрясения), становится обязательным [1]. Особое внимание при расчётах на стадии проектирования следует уделять определению динамических ветровых воздействий на конструкции, которые могут привести к ветровому резонансу. При возведении новых строительных объектов в условиях плотной городской застройки необходимо принимать во внимание изменение аэродинамики окружающего комплекса зданий и возникновение вследствие этого экстремальных ветров на строительной площадке. Современные тенденции формирования городской среды выдвигают также и требования пешеходной комфортности.

В российской практике для определения ветровых воздействий на сооружения применяется инженерная методика, регламентированная нормами [2], согласно которой при проектировании учитываются основная и пульсационная составляющие ветровой нагрузки и её пиковые величины на отдельные конструктивные элементы. Для расчёта основной ветровой нагрузки по методике [2] необходимо знание таких интегральных параметров течения как аэродинамические коэффициенты внешнего и внутреннего давлений, трения, лобового сопротивления, поперечной силы, крутящего момента, которые известны лишь для некоторых типовых конфигураций строительных объектов.

*Работа выполнена при поддержке Министерства образования и науки РФ (проект ЕЗН № 8.2350.2011) и ФЦП “Научные и научно-педагогические кадры инновационной России” (соглашения № 2012-1.3.1-12-000-1004-0253 и 2012-1.1-12-000-2012-2050).

При определении аэродинамических коэффициентов зданий, для которых в действующих нормах [2] отсутствуют соответствующие значения, в [3] рекомендуется использовать результаты продувок моделей сооружений в аэродинамических трубах. В работе [4] представлены экспериментальные значения аэродинамических коэффициентов для зданий характерных геометрических сечений, однако данные получены для отдельно стоящих объектов без учёта интерференционных явлений.

Натурные эксперименты в дозвуковых аэродинамических трубах [5–10], проводимые в целях определения ветровых воздействий на строительные сооружения (в том числе мостовые конструкции, объекты высотного строительства, трубы и др.), являются весьма дорогостоящими. Кроме того, в силу ограниченности размеров и диапазона параметров экспериментальной установки не все натурные условия могут быть воспроизведены в эксперименте. Для разработки мероприятий по снижению ветровых нагрузок на здания необходимы дополнительные эксперименты, моделирующие интерференционное влияние объектов.

Развитие вычислительных технологий предоставляет возможность дополнить дорогостоящие физические испытания результатами математического моделирования. Вычислительный эксперимент существенно дешевле и позволяет получить более подробную информацию. В последние годы в качестве инструментов для решения подобных задач стали применяться расчётные пакеты Fluent и CFX [11], OpenFOAM [12], STAR-CD и STAR-CCM+ [13] и др.

Вопросам численного моделирования ветровых воздействий на строительные конструкции с использованием современных программных средств посвящены работы [14–17]. В [14] представлена методика расчёта ветровых воздействий на высотные здания и их комплексы, основанная на применении ПК ANSYS CFX. Выполнено компьютерное моделирование ветровых воздействий на такие реальные строительные объекты как ЖК Аквамарины (г. Владивосток), ММДЦ “Москва-Сити” (г. Москва) и др. В работе [15] приведены результаты численного моделирования ветровых нагрузок на рекламные щиты, выполненного в ПК ANSYS Fluent с использованием $k - \varepsilon$ -RNG-модели турбулентности. В [16, 17] представлены результаты численного моделирования нестационарного двумерного обтекания профиля здания сложной в плане формы с использованием технологии STAR-CD. Авторами предложена гибридная методика проведения расчётов местных ветровых нагрузок на здания, сочетающая традиционные инженерные подходы и современные методы компьютерного моделирования на основе 2D-нестационарных подходов. Получены характерные частоты колебаний вторичной нестационарной составляющей ветровой нагрузки, вызванной образованием крупных вихрей при обтекании профиля здания, и распределения средней и пиковой нагрузок по поверхности фасадов при различных направлениях ветра. Показано, что пиковые значения местного ветрового отсоса могут на 50–100% превышать данные [1]. Однако авторы делают выводы, что для определения ветровых нагрузок на здание в целом требуется проведение 3D-расчётов в нестационарной постановке.

Анализ литературы показал, что внедрение современных программных комплексов в инженерную практику приводит к необходимости их тестирования на различных задачах промышленной аэродинамики. Актуальными остаются вопросы 1) выбора модели турбулентности и граничных условий для турбулентных параметров, позволяющих адекватно воспроизвести параметры турбулентных течений при решении задач строительства, 2) выбора расчётной схемы и её тестирования, 3) изучения вопросов интерференции объектов при ветровом воздействии и возможности оптимизации взаимного

расположения зданий и сооружений с целью снижения пассивной и активной ветровой нагрузки и создания зон пешеходной комфортности.

Целью настоящей работы являются тестирование расчётной методики на доступных экспериментальных данных и разработка практических рекомендаций по использованию современных коммерческих пакетов инженерного анализа для задач аэродинамики строительных объектов в условиях их интерференционного взаимодействия. Представлены результаты численного моделирования нестационарных турбулентных 2D- и 3D-течений воздуха в окрестности плохообтекаемых тел: цилиндра, призмы, двух призм. В качестве расчётной среды использован ПК ANSYS Fluent [18]. В предыдущих публикациях авторов [19–21] были представлены некоторые результаты по расчёту 2D-задач ветрового воздействия на сооружения с использованием ANSYS Fluent. В настоящей работе приведены результаты расчётов 3D-задачи и выполнено сопоставление данных, полученных в рамках 2D- и 3D-подходов, а также с использованием различных моделей турбулентности.

1. Тестовая задача. Моделирование 2D-течений в окрестности цилиндра

Наиболее распространённой тестовой задачей периодического отрывного течения является течение в окрестности цилиндра с образованием вихревой дорожки Кармана. Изучению данного явления посвящено большое количество работ (см., например, [22–25]). На основании многочисленных экспериментальных данных, выполненных в различных аэродинамических установках, получена обобщённая немонотонная зависимость числа Струхалия $Sh = nd/U_\infty$ (n — частота срыва вихрей, U_∞ — скорость набегающего потока, d — диаметр цилиндра) от числа Рейнольдса набегающего потока $Re = U_\infty d/\nu$ (ν — кинематическая вязкость среды) [4].

С целью верификации расчётной методики в настоящей работе проведено моделирование течения в окрестности цилиндра диаметром $d = 0.03$ м в диапазоне чисел Рейнольдса набегающего потока $1 < Re < 2 \cdot 10^4$. Вариация числа Рейнольдса проводилась за счёт изменения скорости набегающего потока. Численное моделирование выполнено на основе системы нестационарных осреднённых по Рейнольдсу уравнений Навье—Стокса, записанной в переменных скорость — давление. Температура среды предполагалась постоянной. Для замыкания осреднённых уравнений использованы $k - \varepsilon$ -[26], $k - \omega$ -SST-[27] и SAS-[28] модели турбулентности. Для аппроксимации производных по пространственным переменным применена конечно-объёмная MUSCL схема второго и третьего порядка аппроксимации [29]. Для временной аппроксимации использовалась неявная схема второго порядка аппроксимации.

Расчётная область представлена на рис. 1. На входе в расчётную область задан равномерный поток несжимаемой жидкости, набегающей со скоростью $U_\infty = 0.049 \div 9.8$ м/с при атмосферном давлении $P_\infty = 10^5$ Па. В качестве входных условий для турбулентных параметров задавались уровень кинетической энергии турбулентности $I = 0.15 \div 0.8$ % и масштаб турбулентности $L = 0.001 \div 0.03$ м. В выходном сечении было задано значение статического давления $P = P_\infty$. Остальные параметры экстраполировались из внутренних ячеек расчётной области. На поверхности цилиндра заданы условия прилипания. На верхней и нижней границах расчётной области заданы условия непротекания, т. е. равенство нулю нормальной компоненты скорости.

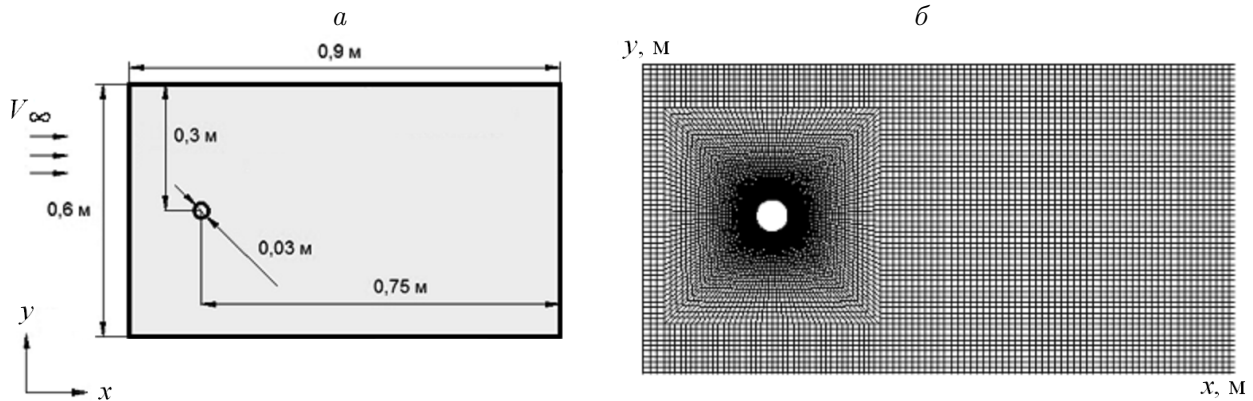


Рис. 1. Расчётная область и граничные условия (а) и начальная расчётная сетка (б)

Структурированная многоблочная расчётная сетка со сгущением к поверхности цилиндра, пример которой приведён на рис. 1, б, построена средствами ANSYS Meshing. Начальная сетка включала около 40 тыс. ячеек. В процессе расчёта сетка несколько раз адаптировалась методом встраивания дополнительных подуровней ячеек [30] по градиенту модуля скорости численного решения, полученного на предыдущих этапах. При расчёте турбулентных течений для разрешения ламинарного подслоя осуществлялся контроль шага сетки вблизи поверхности цилиндра. С этой целью проводилась адаптация сетки по величине y^+ (автомодельной переменной в законе стенки — следа в первом от поверхности узле сетки) для достижения условия $y^+ < 1$. Итоговая сетка в зависимости от величины числа Re включала $150 \div 1400$ тыс. расчётных ячеек. На каждом временном шаге выполнялись итерации по нелинейности до получения сходимости, при этом относительные невязки всех уравнений становились менее 10^{-5} . Шаг по времени выбирался из условия устойчивости итерационного процесса и в зависимости от сетки варьировался в диапазоне $1.5 \cdot 10^{-4} \div 0.1$ с.

Для всех расчётных случаев получены сеточно независимые решения. Критерием сходимости по сетке является совпадение распределений коэффициентов давления $C_p = (P - P_0)/\rho U_\infty^2$ на верхней поверхности цилиндра в моменты времени, соответствующие одной и той же фазе развитого периодического течения. Например, при $Re = 100$ расчёты проведены на сетках с количеством расчётных ячеек $N = 39\,632, 92\,783, 116\,141, 136\,736$ и $172\,892$. Для двух последних случаев решения совпадают.

Были получены все характерные режимы обтекания цилиндра. При $Re < 10$ безотрывной поток тесно прилегает к поверхности цилиндра (рис. 2, а). В диапазоне $10 < Re \leq 40$ за цилиндром образуются два стационарных вихря (рис. 2, б), размер которых увеличивается с ростом числа Рейнольдса (рис. 2, в). При $Re > 50$ течение становится нестационарным, возникает процесс взаимодействия отрывающихся вихрей с образованием вихревой дорожки (рис. 2, г). Частота срыва вихрей определяется положением точки отрыва, которая с ростом скорости набегающего потока смещается от задней критической точки вверх по поверхности цилиндра. При $Re \leq 150$ течение в окрестности цилиндра и в следе ламинарное, а вихревая дорожка прослеживается вниз по потоку на расстоянии до $80d$. Начиная с $Re \approx 150$ в вихревом следе за цилиндром происходит ламинарно-турбулентный переход, и с ростом Re область следа, в которой происходит переход, перемещается вверх по потоку. При $150 < Re < 300$ срыв вихрей с поверхности цилиндра происходит хаотично и определить доминирующую частоту

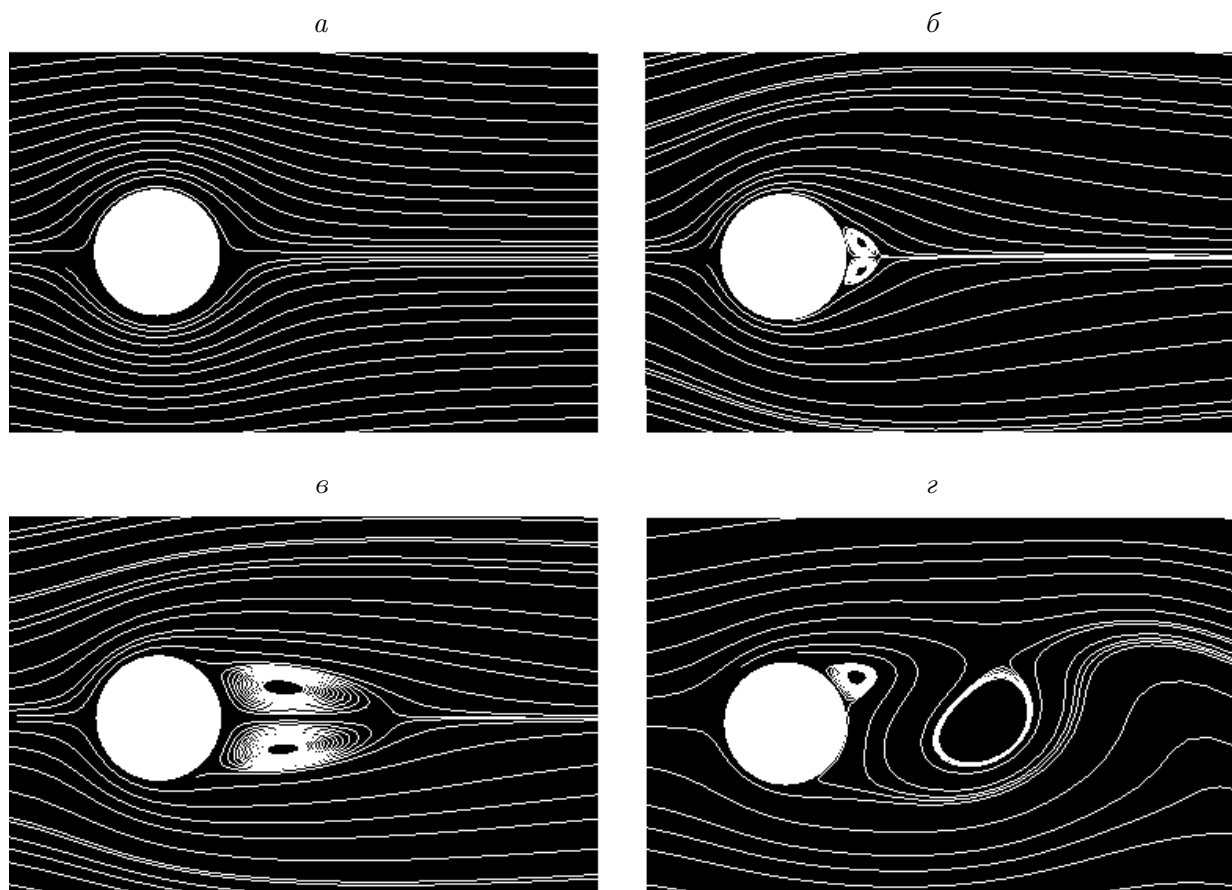


Рис. 2. Мгновенные линии тока для $Re = 1.54$ (а), $Re = 9.6$ (б), $Re = 26$ (в) и $Re = 100$ (г)

не представляется возможным. При $Re \geq 300$ срыв вихрей становится регулярным и на основную частоту накладываются турбулентные возмущения, вследствие чего протяженность вихревой дорожки сокращается до нескольких диаметров цилиндра d . При этом число Струхала практически не изменяется и равно $Sh \approx 0.21$. При $Re \approx 2 \cdot 10^5$ ламинарно-турбулентный переход происходит в пограничном слое на поверхности цилиндра, в силу чего точка отрыва пограничного слоя на цилиндре смещается к задней критической точке.

На рис. 3, а–в представлены мгновенные распределения завихренности Ω для $Re = 1400$, полученные в расчётах с использованием $k - \varepsilon$ - (а), $k - \omega$ -SST- (б) и SAS- (в) моделей турбулентности. Видно, что рассматриваемые модели дают разные картины развития вихревого следа за цилиндром. На рис. 3, а вихри в ближнем следе за цилиндром более вытянутые в продольном направлении, при этом их интенсивность по мере удаления от цилиндра быстро убывает. Частота срыва вихрей существенно меньше, чем в двух других представленных случаях. Модели турбулентности $k - \omega$ -SST (б) и SAS (в) дают похожие картины течения в ближнем следе и близкие частоты срыва вихрей. Однако в расчётах с использованием $k - \omega$ -SST-модели интенсивность вихрей вниз по потоку убывает быстрее, чем в расчётах по SAS. Эти различия связаны с особенностями предсказания в расчётах ламинарно-турбулентного перехода и уровня турбулентных пульсаций для различных моделей турбулентности. Анализ полей турбулентной вязкости показал, что $k - \varepsilon$ -модель некорректно моделирует положе-

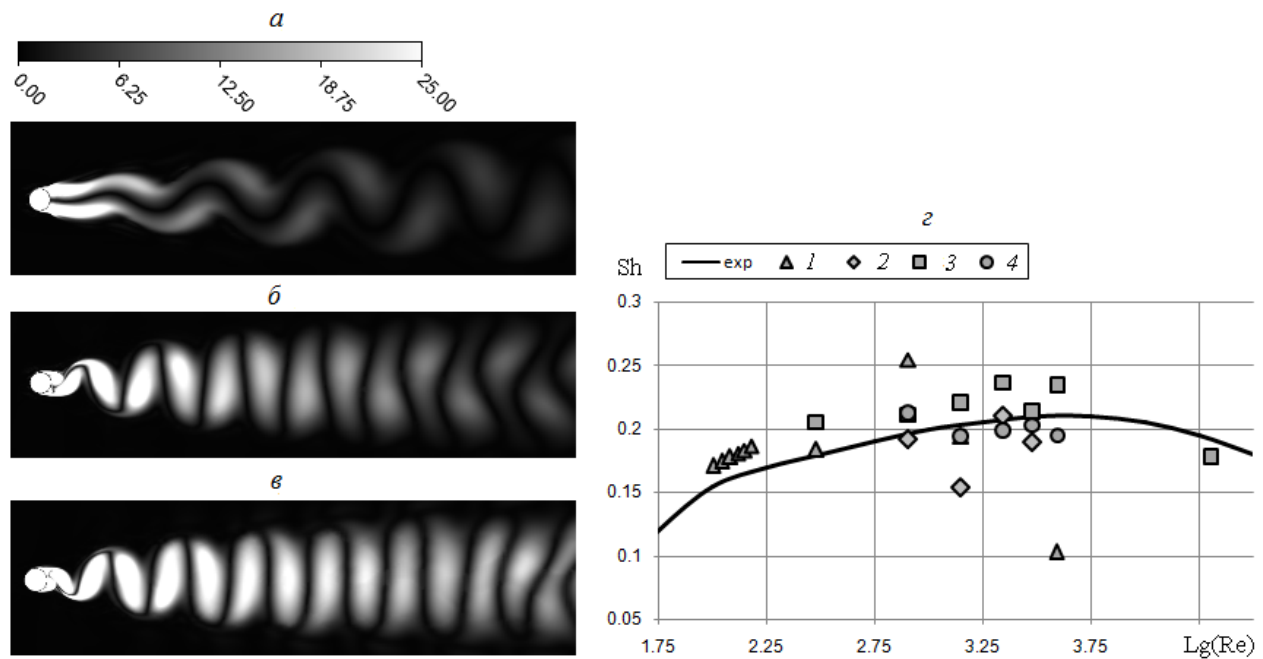


Рис. 3. Мгновенное поле завихренности для $Re = 1400$, полученное по расчётам с использованием $k - \epsilon$ - (а), $k - \omega$ -SST- (б) и SAS- (в) моделей турбулентности, и расчётные числа Струхала в сравнении с экспериментальными данными (г): сплошная линия — результаты эксперимента [4]; 1 — ламинарный расчёт, 2 — $k - \epsilon$ -, 3 — $k - \omega$ -SST-, 4 — SAS-модели

ние ламинарно-турбулентного перехода в следе за цилиндром. Действительно, высокие значения турбулентной вязкости, которые на порядок превышают максимальные значения, полученные в расчётах с другими моделями, наблюдаются в ближнем следе за цилиндром, а ламинарно-турбулентный переход во внешнем течении происходит на небольшом удалении от цилиндра. Две другие модели предсказывают переход в дальнем следе за цилиндром, при этом течение во внешнем потоке остается ламинарным во всей расчётной области. Следует также отметить, что при расчётах по SAS-модели во внешнем течении может возникнуть повышенный уровень турбулентной вязкости, который снижается при использовании более подробной сетки. Уровень турбулентной вязкости для SAS-модели в следе за цилиндром ниже, чем для $k - \omega$ -SST-модели, что объясняет различия в развитии вихревого следа. Кроме того, с этим связана высокая чувствительность SAS-модели к входным условиям (уровень турбулентных пульсаций, масштаб турбулентности).

Для оценки нестационарных эффектов после выхода решения на квазипериодический режим на каждом временном шаге записаны значения интегральной величины подъёмной силы, действующей на цилиндр. Отрезок времени T , для которого произведена запись, на порядок превышал характерный период задачи, связанный со схождение вихрей с задней кромки цилиндра. С помощью быстрого преобразования Фурье с применением оконных функций Хемминга, Блэкмана — Наталла [31] в ПК Mathcad [32] определены основные частоты срыва вихрей с поверхности цилиндра, по которым получены безразмерные числа Струхала. На рис. 3, г показаны значения числа Струхала в зависимости от числа Рейнольдса. Здесь кривая представляет собой аппроксимацию, построенную в [4] на основе экспериментальных данных, а точками обозначены

значения, полученные на основе проведённых в настоящей работе ламинарных расчётов и расчётов с различными моделями турбулентности.

Отметим, что расчёт в рамках ламинарной модели хорошо предсказывает частоту срыва вихрей для $Re < 150$, что совпадает с приведенными в [25] данными. С увеличением Re набегающего потока зависимость $Sh(Re)$, полученная в ламинарных расчётах, становится немонотонной и существенно отличается от экспериментальной кривой (см. рис. 3, *з*). Существенный разброс данных даёт также и $k-\varepsilon$ -модель турбулентности. В то же время соответствие экспериментальных данных и результатов численного моделирования с использованием $k-\omega$ -SST- и SAS-моделей в указанном диапазоне Re можно считать удовлетворительным. Однако в случае SAS-модели требуется более подробная расчётная сетка, чем для $k-\omega$ -модели. Модель SAS является также более чувствительной к начальным данным, поэтому её следует применять, когда на входе в расчётную область известны параметры турбулентности, например, кинетическая энергия и масштаб турбулентных пульсаций. В дальнейших расчётах для замыкания осреднённых уравнений Навье — Стокса использована $k-\omega$ -SST-модель турбулентности.

После верификации численного метода в системе ANSYS перейдем к решению прикладных задач.

2. Моделирование 2D-турбулентных течений в окрестности двух призм квадратного сечения

Основной целью данного этапа исследований является оценка интерференционного взаимодействия обтекаемых тел. Расчёты выполнены в условиях экспериментов [8], в которых исследована структура течения в окрестности двух призм квадратного сечения с характерным размером $H = 0.045$, расположенных на расстоянии D друг от друга на линии, перпендикулярной к набегающему потоку. Скорость внешнего потока U_∞ составляла 1 и 10 м/с. Расстояние между призмами варьировалось в диапазоне $D = 0 \div 6H$.

Расчёты выполнены в рамках 2D-подхода с использованием описанного в разделе 1 численного метода. Были построены регулярные прямоугольные расчётные сетки, сгущающиеся к поверхности призм, с количеством расчётных ячеек $N = 3 \cdot 10^5 \div 1.1 \cdot 10^6$.

В отличие от случая обтекания цилиндра, где точка отрыва потока смещается по поверхности цилиндра, отрыв потока в окрестности призмы всегда происходит с углов призм. На структуру течения в следе и частота срыва существенно влияет взаимное расположение призм. В зависимости от D в [8] были выявлены характерные режимы течения, которые воспроизведены в расчётах, выполненных в настоящей работе (рис. 4):

1) при $D = 0$ две призмы обтекаются как единое тело, образуя единую дорожку Кармана с числом Струхала 0.11 (рис. 4, *а*);

2) при $D/H = 0.1 \div 0.6$ вихри, сошедшие с углов фронтальных поверхностей, продвигаются вдоль боковых стенок призм и взаимодействуют с вихрями, сошедшими с углов задних поверхностей призм. В условиях стеснённого потока развитие вихрей между призмами происходит асинхронно, что приводит к формированию несимметричного вихревого следа за призмами. Вследствие этого протекающий между призмами поток попеременно отклоняется то в одну, то в другую сторону. Регулярная вихревая дорожка Кармана формируется на расстоянии $2H$ вниз по потоку, в этом случае выделяются две характерные частоты, связанные со сходом вихрей с внешних и внутренних кромок призм. На рис. 4, *б* поток между призмами отклонён в левую сторону и видны три вихря,

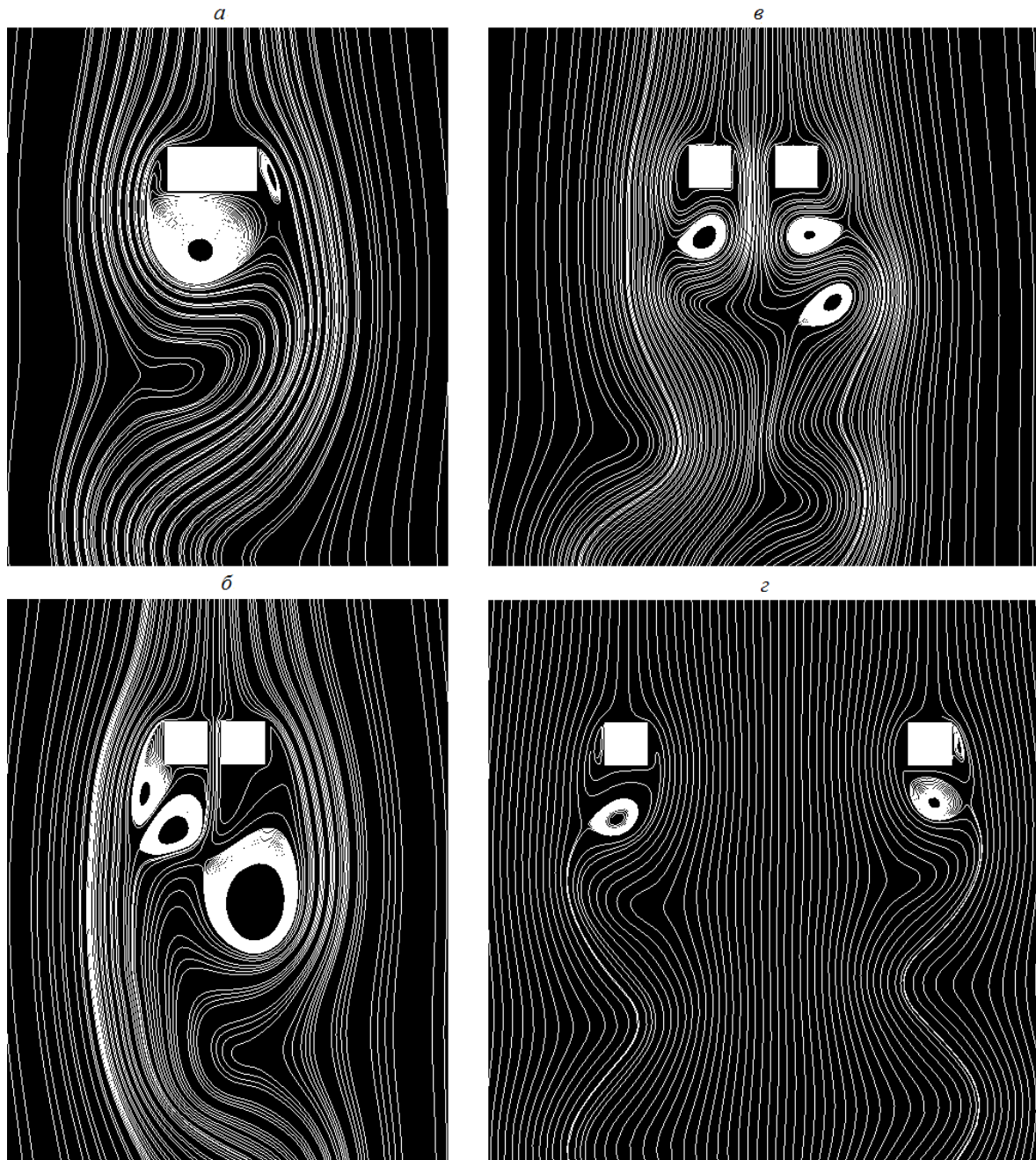


Рис. 4. Мгновенные линии тока для $D/H = 0$ (а), $D/H = 0.3$ (б), $D/H = 1$ (в) и $D/H = 6$ (г)

сопоставимые по масштабу с характерным размером призм. Самый крупный вихрь образован в результате интерференции вихрей, сошедших с внешней и внутренней кромок правой призмы. Средний вихрь образован в результате слияния более мелких вихрей, сошедших с передней и задней кромок внутренней поверхности левой призмы. Третий вихрь представляет собой результат интерференции вихрей, сошедших с передней и задней кромок внешней поверхности левой призмы;

3) при $D/H = 0.7 \div 1.9$ вследствие увеличения расстояния между призмами вихри, срывающиеся с передних кромок призм, движутся синхронно вдоль боковых внутренних стенок призм. В результате картина схода вихрей с поверхностями призм является

Расчётные числа Струхалия для $D/H = 6$ при различном количестве узлов сетки в сравнении с экспериментальными данными

Параметр	Расчёт			Эксперимент [8]
Количество узлов сетки	290 000	550 000	1 100 000	—
Число Струхалия	0.0945	0.1071	0.136	0.13

симметричной. На расстоянии более $3H$ сошедшие с призмы вихри интерферируют, формируя общую дорожку Кармана (рис. 4, в);

4) при $D/H > 2$ в следе за призмами синхронно формируются отдельные вихревые дорожки с числами Струхалия $Sh \approx 0.13$ (рис. 4, г).

В таблице представлены результаты расчётов числа Струхалия в зависимости от числа узлов сетки для четвёртого режима обтекания $D/H = 6$, которые показывают, что сходимость по сетке в данной задаче достигается при достаточно большом количестве расчётных узлов. При этом результаты расчётов по мере увеличения числа узлов хорошо совпадают с экспериментом.

3. Численное моделирование турбулентного течения воздуха в окрестности 3D-параллелепипеда

В качестве исходных, а также для верификации результатов использованы данные эксперимента [33, 34], проведённого в аэродинамической трубе Токийского Политехнического университета рабочей группой Технологического Института Ниигаты. Численное моделирование выполнено на основе осреднённых по числу Рейнольдса уравнений Навье — Стокса несжимаемой жидкости, дополненных $k - \omega$ -SST-моделью турбулентности с использованием описанного выше численного алгоритма.

На рис. 5, а представлена расчётная схема 3D-задачи в окрестности параллелепипеда с соотношением сторон $2 : 1 : 1$ и характерным поперечным размером $b = 0.08$ м в плане. Начало координат находилось на нижней плоскости расчётной области в точке пересечения центральных сечений параллелепипеда. Размеры расчётной области выбраны в соответствии с рекомендациями [33]. В частности, её высота составляла $7H$, расстояние от входного сечения до призмы равнялась $5H$, до выходного сечения — $15H$, до боковых граней — $5H$. Параллельно с 3D, решена аналогичная 2D-задача с геометрической областью, представляющей собой центральное сечение пространственной области.

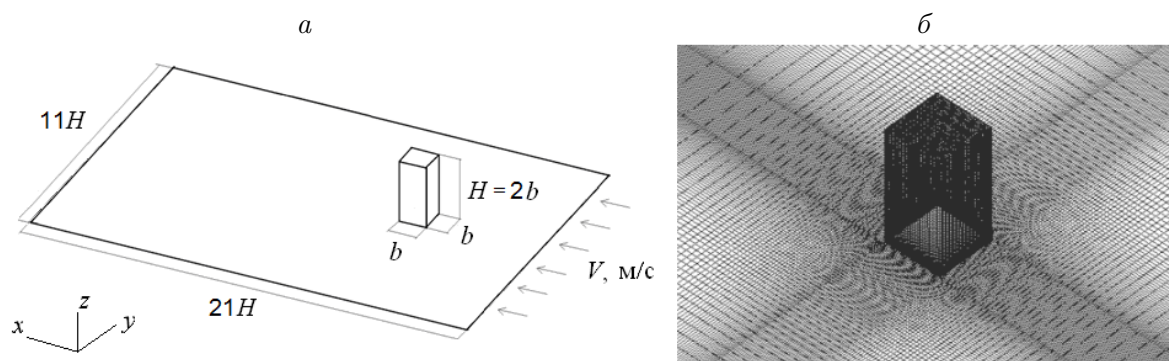


Рис. 5. Схема расчётной области 3D-задачи (а) и структура исходной расчётной сетки в окрестности призмы (б)

На входе в расчётную область были заданы профили скорости и кинетической энергии турбулентности в соответствии с экспериментальными данными [33]. Максимальная скорость потока составляла $U_\infty = 6.75$ м/с при толщине пограничного слоя $\delta = 0.6$ м. Число Рейнольдса задачи, вычисленное по U_∞ и δ , $Re = 2.7 \cdot 10^5$. На высоте модельного здания $H = 0.16$ м скорость потока составляла 4.5 м/с.

Исходная расчётная сетка 3D-задачи, фрагмент которой представлен на рис. 5, б, включает 2 млн ячеек. На промежуточных этапах решения производилась адаптация расчётной сетки методом встраивания дополнительных подуровней ячеек в областях высоких градиентов модуля скорости. Сходимость по сетке получена на 20 млн расчётных ячеек.

В результате расчёта нестационарной задачи получено установившееся численное решение. На рис. 6 приведены расчётное поле относительного статического давления, линии тока и поле модуля скорости в окрестности призмы. Видно, что течение имеет явно выраженный трёхмерный характер. За призмой образуется вихревая зона. Максимальная скорость течения возникает в областях срыва вихрей с острых боковых кромок призмы и составляет 6.7 м/с. Максимальное избыточное давление наблюдается в верхней части фронтальной плоскости призмы, в то время как над верхней поверхностью и за обтекаемым телом относительное давление отрицательно.

На рис. 7, а, б представлены поля скорости U_x , полученные по результатам 2D-расчёта (а) и в центральном сечении расчётной области в случае 3D-расчёта (б). Как видно, в случае 2D-моделирования размер отрывной зоны за призмой существенно больше, чем в случае 3D-расчёта. Наблюдается также 25%-е увеличение максимальной скорости течения в окрестности призмы по сравнению с 3D-расчётом, что приводит к увеличению ветрового напора и соответственно давления на стенки призмы. Сопоставив профили расчётных давлений, полученных в центральном сечении на наветренной и подветренной сторонах для 2D- и 3D-расчётов (рис. 7, в), можно сделать вывод о существенных количественных расхождениях. Так, в случае 3D максимальный перепад относительного давления на наветренной и подветренной сторонах призмы не превышает $18 \div 20$ Па, в то время как для 2D-расчёта это значение равно $40 \div 43$ Па. Таким образом, перепады относительного давления в случае 2D- и 3D-расчётов отличаются более чем в два раза.

Сравнение результатов расчётов с экспериментальными данными [33] проводилось по профилям скоростей потока и кинетической энергии турбулентных пульсаций на вертикальной центральной плоскости расчётной области в сечениях $x_1 = 0$, $x_2 = 0.06$,

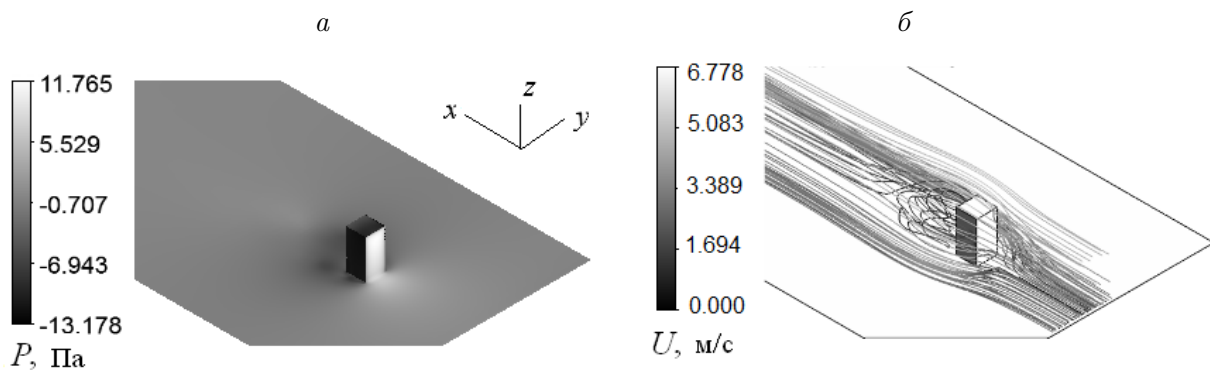


Рис. 6. Расчётное поле относительного статического давления (а) и линии тока и поле модуля скорости (б)

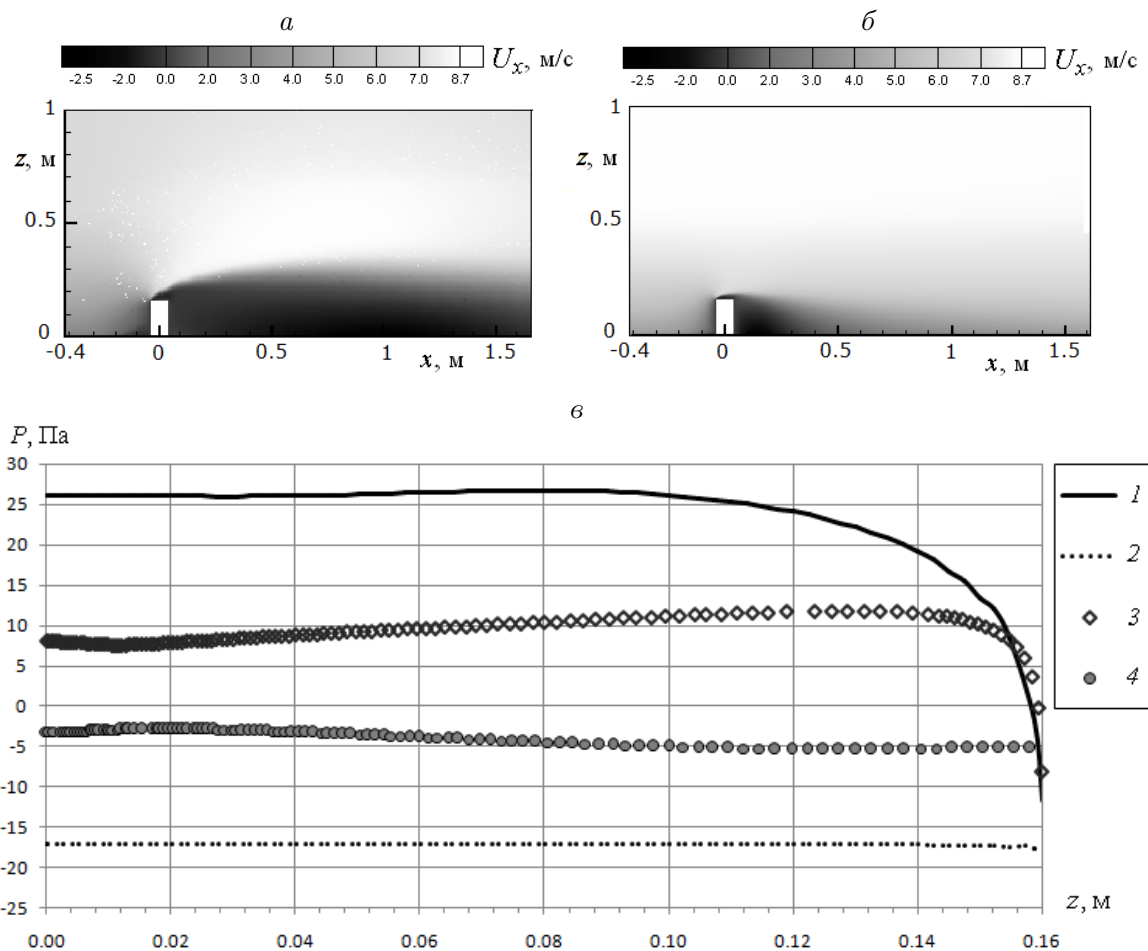


Рис. 7. Поле скорости U_x в центральном сечении расчётной области по результатам 2D- (а) и 3D- (б) расчётов и сравнение расчётных значений давления на призме вдоль центрального сечения (в): 1 —наветренная сторона, 2D, 2 — подветренная сторона, 2D, 3 — наветренная сторона, 3D, 4 — подветренная сторона, 3D

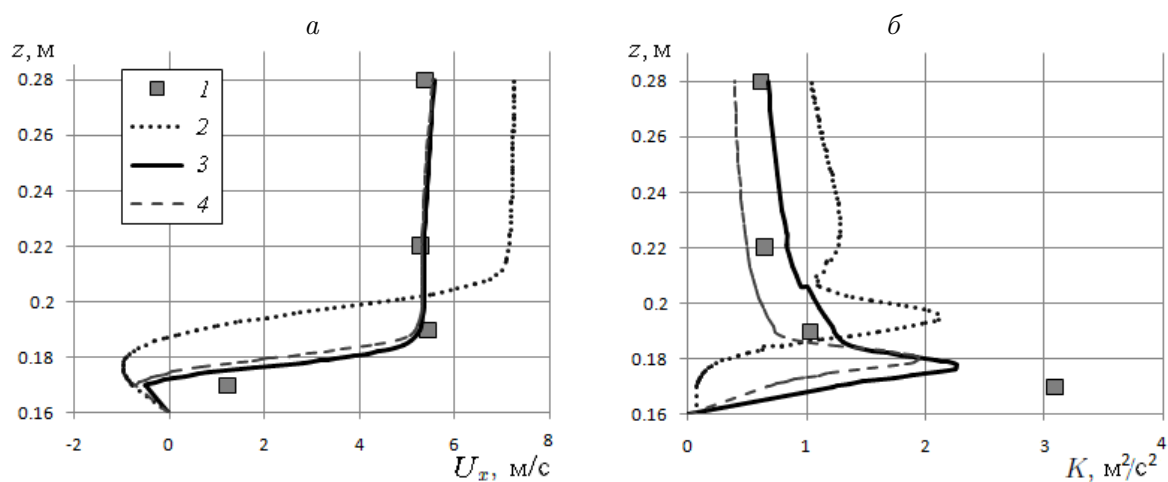


Рис. 8. Сравнение экспериментальных данных и результатов численного моделирования: 1 — эксперимент [33], 2 — 2D-расчёт, 3 — 3D-расчёт ($L = H$), 4 — 3D-расчёт ($L = 0.1H$); а — профили продольной компоненты скорости U_x в сечении x_1 , б — профили кинетической энергии турбулентности K в сечении x_1

$x_3 = 0.26$ м. На рис. 8 показаны профили скорости U_x и кинетической энергии турбулентности K в сечении x_1 (над телом), полученные экспериментально и по результатам численного 2D и 3D моделирования во Fluent. Профили 3 и 4 соответствуют результатам 3D-численного расчёта с различными параметрами турбулентности на входной границе: характерный масштаб турбулентных пульсаций L равен H и $0.1H$ соответственно. В случае 2D распределение скорости ветра по высоте качественно совпадает с полученным в ходе экспериментов, но при этом профили существенно различаются. Так, при 2D-расчётах в окрестности параллелепипеда имеет место существенно завышенное значение продольной компоненты скорости U_x , её максимальное значение над объектом составляет 7.2 м/с. При 3D-расчётах наблюдалось качественное и количественное совпадение с экспериментальными данными по [33] и максимальная скорость U_x над объектом не превышала 5.5 м/с. Профили кинетической энергии турбулентных пульсаций в 3D-расчётах также качественно совпадают с экспериментами [33], однако имеются количественные расхождения. Их причиной, возможно, является неточное задание входных профилей кинетической энергии и диссипации турбулентных пульсаций.

Заключение

С целью разработки и отладки методики моделирования ветровых воздействий на инженерные конструкции в работе проведено исследование нестационарных турбулентных течений в окрестности модельных тел и их систем в рамках 2D- и 3D-подходов. Обсуждаются особенности численного моделирования задач ветрового обтекания с использованием ANSYS Fluent, связанные с моделированием нестационарных течений и обработкой результатов нестационарных расчётов на основе спектрального анализа Фурье.

Проведён анализ возможностей моделирования задач ветровых воздействий на основе RANS-моделей турбулентности: SAS, $k - \omega$ -SST и $k - \varepsilon$. Модель турбулентности $k - \varepsilon$ некорректно предсказывает развитие турбулентного следа за цилиндром, что приводит к существенным расхождениям с экспериментальными данными по числу Струхалия Sh . Показано, что $k - \omega$ -SST-модель турбулентности адекватно воспроизводит основную частоту срыва вихрей в условиях неопределённости начальных параметров турбулентного потока на сравнительно небольших по числу узлов сетках. В отличие от $k - \omega$ -SST-модели, SAS-подход предъявляет более жёсткие требования к расчётной сетке и входным значениям турбулентных параметров, однако позволяет получить хорошее согласование с экспериментальными данными по частоте.

В качестве оптимальной модели турбулентности для проведения инженерных расчётов выбрана $k - \omega$ -SST-модель, которая далее использована для расчёта течений в окрестности системы из двух тел с учётом интерференционных эффектов. Выявлены и объяснены особенности режимов течения, возникающих при изменении расстояния между призмами. Для всех расчётных задач получено согласование результатов с данными экспериментов по картине течения и по числам Струхалия при различных числах Рейнольдса.

В условиях эксперимента [33] выполнены 3D-расчёты обтекания призмы квадратного сечения. Полученные результаты хорошо соответствуют экспериментальным данным по профилям скорости и кинетической энергии турбулентности в характерных поперечных сечениях. Продемонстрировано, что 2D-подход приводит к завышению статических и динамических нагрузок на объекты и, следовательно, может применяться только для предварительной оценки структуры течения.

Список литературы

- [1] МДС 20-1.2006. Временные нормы по назначению нагрузок и воздействий, действующих на многофункциональные высотные здания и комплексы в Москве. М.: ФГУП НИЦ “Строительство”, 2006. 840 с.
- [2] СТРОИТЕЛЬНЫЕ нормы и правила. СНиП 2.01.07-85*. Нагрузки и воздействия. М.: ФГУП ЦПП, 2010. 72 с.
- [3] <http://www.cstroy.ru/>
- [4] БЕРЕЗИН М.А., КАТЮШИН В.В. Атлас аэродинамических характеристик строительных конструкций. Новосибирск: Альма, 2001. 130 с.
- [5] ПОПОВ Н.А. Проведение комплекса работ по статистическому и графическому анализу результатов модельных испытаний в аэродинамической трубе здания, возводимого на участках № 2-3 ММДЦ “Москва-Сити”, и прилегающих пешеходных зон. М.: Эталон-Проект, 2007. 85 с.
- [6] САЛЕНКО С.Д., ОБУХОВСКИЙ А.Д., ТЕЛКОВА Ю.В. Структура течения в окрестности двух цилиндров квадратного поперечного сечения // Аэродинамика и динамика полета летательных аппаратов: тез. докл. VIII школы-семинара СибНИА / Под ред. А.Г. Румянцева. Новосибирск, 2010. С. 45–49.
- [7] САЛЕНКО С.Д., ОБУХОВСКИЙ А.Д., ТЕЛКОВА Ю.В. Гашение аэроупругих колебаний пролетного строения моста через реку Обь // В мире научных открытий. Математика. Механика. Информатика. Красноярск: Научно-инновационный центр, 2011. № 1(13). С. 167–176.
- [8] САЛЕНКО С.Д., ОБУХОВСКИЙ А.Д., ГОСТЕЕВ Ю.А., ТЕЛКОВА Ю.В. Исследование структуры течения в окрестности двух балок квадратного поперечного сечения в условиях интерференции // Теплофизика и аэромеханика. 2010. Т. 17, № 2. С. 313–323.
- [9] НИКОЛАЕВ С.В., ОСТРЕЦОВ В.М. Аэродинамические испытания макетов высотных зданий и комплексов // Уникальные и специальные технологии в строительстве (UST Build 2005). М.: Дом на Брестской, 2005. С. 82–84.
- [10] МЕНТА К.С. Field experiments for building aerodynamics // J. of Wind Eng. and Industr. Aerodynam. 1993. Vol. 50. P. 213–224.
- [11] [WWW.ANSYS.COM](http://www.ansys.com)
- [12] <http://www.openfoam.com>
- [13] <http://www.cd-adapco.com>
- [14] ДУБИНСКИЙ С.И. Численное моделирование ветровых воздействий на высотные здания и комплексы: Дис. ... канд. техн. наук. М.: МГАСУ, 2010. 198 с.
- [15] КРУПИН В.П., ШМЕЛЁВ Г.Н., ХУСАИНОВ Д.М. и др. Использование программных комплексов для определения ветровой нагрузки на рекламные сооружения, устанавливаемые на крыше здания // Изв. КазГАСУ. 2010. № 2(14). С. 121–125.
- [16] ГУВЕРНЮК С.В., ГАГАРИН В.Г. Компьютерное моделирование аэродинамических воздействий на элементы ограждений высотных зданий. Часть I // Вентиляция, отопление, кондиционирование воздуха, теплоснабжение и строительная теплофизика. 2006. № 8. С. 18–24.
- [17] ГУВЕРНЮК С.В., ГАГАРИН В.Г. Компьютерное моделирование аэродинамических воздействий на элементы ограждений высотных зданий. Часть II // Там же. 2007. № 1. С. 16–25.

- [18] ANSYS Acad. Res., Custom Number № 531496.
- [19] ВАЛЬГЕР С.А., ФЁДОРОВА Н.Н. Моделирование ветровых воздействий на конструкции в ПК ANSYS // XXIII семинар по струйным, отрывным и нестационарным течениям: Сб. трудов / Под ред. Г.В. Кузнецова и др. Томск: Изд-во Томского политехн. ун-та, 2012. С. 73–77.
- [20] ВАЛЬГЕР С.А., ФЁДОРОВА Н.Н. Численное исследование обтекания зданий турбулентным потоком воздуха в ПК ANSYS Fluent // Труды НГАСУ. 2013. № 1(55). С. 101–112.
- [21] FEDOROV A.V., FEDOROVA N.N., DANILOV M.N., VALGER S.A. Computations of wind environment and shock wave impact on the civil engineering constructions with computer Aid engineering methods // Proc. of 2012 Joint Symp. NSC—SB RAS. Taiwan—Russia Bilateral Symp. on Civil Eng. Taipei, Taiwan: R.O.C., 2012. P. 2–30.
- [22] ВАН-ДАЙК М. Альбом течений жидкости и газа. М.: Мир, 1986. 184 с.
- [23] КОЧИН Н.Е., КИБЕЛЬ И.А., РОЗЕ Н.В. Теоретическая гидромеханика. Т. I. М.; Л.: Гостехиздат, 1948.
- [24] ЧЖЕН П. Отрывные течения. Т. 1–3. М.: Мир, 1972–1973.
- [25] ФЕРШИНГ Г. Основы аэроупругости: Пер. с нем. / Под ред. Г.М. Фомина. М.: Машиностроение, 1984. 600 с.
- [26] SHIN T.-H., LIOU W.W., SHABBAR A. ET AL. A new-eddy-viscosity model for high reynolds number turbulent flows — model development and validation // Comput. Fluids. 1995. Vol. 24(3). P. 227–238.
- [27] MENTER F.R. Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering application // AIAA J. 1994. Vol. 32, No. 8. P. 1598–1605.
- [28] MENTER F.R., EGOROV Y. SAS turbulence modelling of technical flows // Direct and Large-Eddy Simulation VI. 2006. Vol. 10. P. 687–694.
- [29] VAN LEER B. Towards the ultimate conservative difference scheme V: A second order sequel to Godunov’s method // J. of Comput. Phys. 1983. Vol. 32, No. 1. P. 101–136.
- [30] ГИЛЬМАНОВ А.Н. Методы адаптивных сеток в задачах газовой динамики. М.: ФИЗМАТЛИТ, 2000. 248 с.
- [31] ДЖЕНКИНС Г., ВАТТС Д. Спектральный анализ и его приложения. М.: Мир, 1972. 142 с.
- [32] ВОСКОБОЙНИКОВ Ю.Е. Программирование и решение задач в пакете Mathcad. Новосибирск: НГАСУ, 2002. 136 с.
- [33] TOMINAGA Y., MOSHIDA A., YOSHIE R. ET AL. AIJ guidelines for practical applications of CFD to pedestrian wind environment around buildings // J. of Wind Eng. and Industr. Aerodynam. 2008. No. 96. P. 1749–1761.
- [34] MOSHIDA A., TOMINAGA Y., MURAKAMI S. ET AL. Comparison of various $k - \epsilon$ model and DSM applied to flow around a high-rise building — report on AIJ cooperative project for CFD prediction of wind environment // Wind And Structures. 2002. No. 2-4. P. 227–244.

*Поступила в редакцию 20 июня 2013 г.
с доработки — 26 августа 2013 г.*