

УДК 693.5:536.24+532.51

ИССЛЕДОВАНИЕ ЛОКАЛЬНОГО И СРЕДНЕГО КОЭФФИЦИЕНТА ТЕПЛООТДАЧИ ДЛЯ УТОЧНЕНИЯ ТЕХНОЛОГИИ ПРОЕКТИРОВАНИЯ С ЦЕЛЬЮ ПОВЫШЕНИЯ ЭНЕРГОЭФФЕКТИВНОСТИ ОГРАЖДАЮЩИХ КОНСТРУКЦИЙ МАЛОЭТАЖНЫХ ЗДАНИЙ

Мокшин Д.И.², Коробков С.В.², Гныря А.И.², Терехов В.И.¹, Кошин А.А.²

¹*Институт теплофизики им. Кутателадзе СО РАН, г. Новосибирск*

²*Томский государственный архитектурно-строительный университет,
г. Томск*

В ТГАСУ на кафедре «Технология строительного производства» проводятся исследования [1–3], а так же расчеты локального и среднего коэффициента теплоотдачи для уточнения технологии проектирования с целью повышения энергоэффективности ограждающих конструкций зданий.

Все эксперименты проводились на аэродинамической трубе стенда разомкнутого типа, работающей на всасывание (рис 1). Поперечное сечение входного сопла имеет прямоугольную форму размерами 1040×400 мм². Конфузорная часть со степенью поджатия потока $n = 6,25$ длиной 1000 мм. Профиль скорости на входе в рабочий канал был равномерным, а максимальная степень турбулентности не превышала $Tu \leq 0,5\%$ в диапазоне скоростей потока $U_o = 1-14$ м/с. Рабочий канал, в котором располагались исследуемая модель (рис. 2.), имеет поперечное сечение 400×400 мм и длину 1050 мм. Воздух в рабочий канал засасывался из лабораторного помещения с помощью осевого вентилятора марки *ВО-5У2*, мощностью 7,5 кВт. Для уменьшения возможного влияния вентилятора и регулирующей скорость воздушного потока заслонки на качество потока в канале они располагаются на большом удалении от рабочей камеры (более 6 м), трубопроводы соединены с помощью гибких ставок.

На рис. 1 представлен общий вид аэродинамической трубы.



Рис. 1. Общий вид аэродинамической трубы

Малоэтажные жилые здания являются плохообтекаемыми телами и имеют различные формы, не редко встречаются среди них и в виде квадратной призмы. В связи с этим была выбрана модель здания с соотношением сторон $a/H = 1:1$. Модель представляет собой призму высотой $H = 50$ мм. Модель испытывалась при трех скоростях $U_o = 5, 10$ и 14 м/с и двух крайних углах атаки воздушного потока $\varphi = 0$ и 45 градусов.

На рис. 2 показана последовательность сборки измерительной модели.

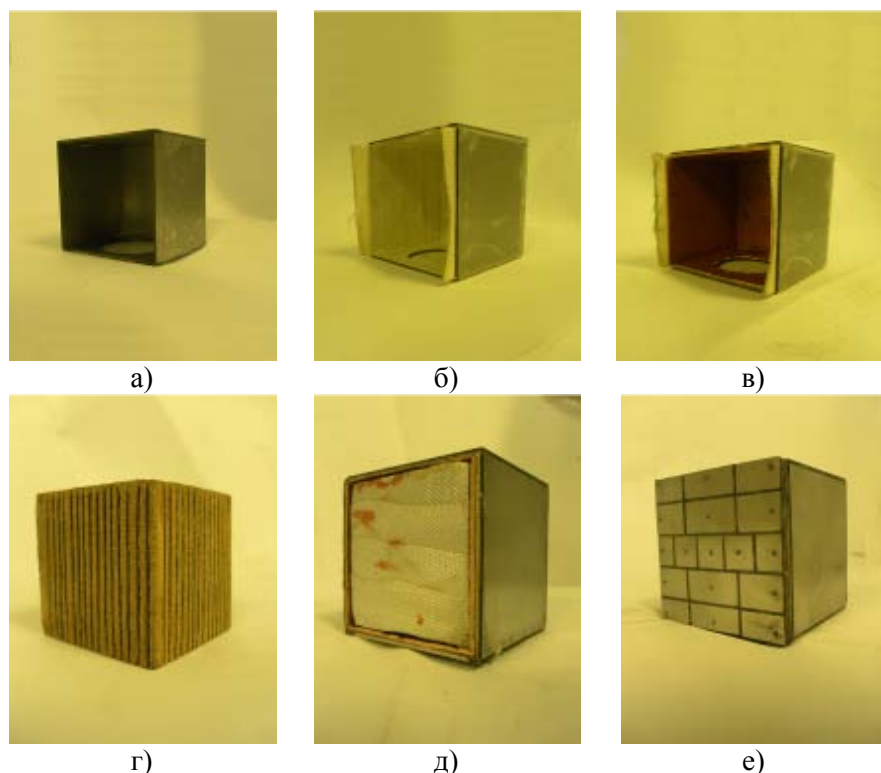


Рис. 2. Последовательность сборки модели:
 а) Пластины из нержавеющей стали; б) Электроизоляция стальных пластин;
 в) Медные пластины; г) Текстолитовый каркас; д) Электроизоляция каркаса;
 е) Общий вид измерительной модели

Исследуемая модель в виде кв. призмы помещалась в рабочую камеру аэродинамической трубы, далее подключались нагревательные элементы в электрическую цепь и поддерживалась заданная температура поверхности (так, чтобы максимальный прогрев стенки относительно потока не превышал 40-50 градусов). В аэродинамической трубе устанавливался необходимый гидродинамический режим воздушного потока и задавался необходимый угол атаки взаимодействия модели с окружающей средой. В течение часа модель выводилась на заданный тепловой режим.

Поскольку измерительные термопары располагаются на одной из боковых поверхностей призмы, то измерения теплоотдачи от других поверхностей производиться последовательным поворотом модели с интервалом в 45 градусов, что позволяет получить полную информацию о влиянии на тепловые потери призм при любой их ориентации относительно воздушного потока. После определения температуры стенки и введения необходимых поправок, подсчитывались локальные значения коэффициента теплоотдачи по формуле:

$$\alpha = q_w / (T_{wi} - T_o), \quad (1)$$

$$q_w = q_{эл} - q_{ном} \quad (2)$$

где, T_{wi} – температура wi - ой точке поверхности, T_o – температура воздушного потока, q_w – удельный тепловой поток, $q_{эл}$ – суммарная плотность теплового потока, подводимого электрическим нагревателем, $q_{ном}$ – тепловые потери за счет излучения, свободной конвекции и теплопроводности.

Суммарный коэффициент теплоотдачи определяется интегрированием локальных распределений по всей поверхности грани по формуле:

$$\bar{\alpha} = 1/H^2 \iint \alpha_{ij} \cdot dX \cdot dY \quad (3)$$

где, α_{ij} – локальное значение коэффициента теплоотдачи, H – высота исследуемой модели, X, Y – координаты локальной теплоотдачи.

На рис. 3 показано распределение локального коэффициента теплоотдачи по ширине квадратной призмы высотой 50 мм при вариации числа Re.

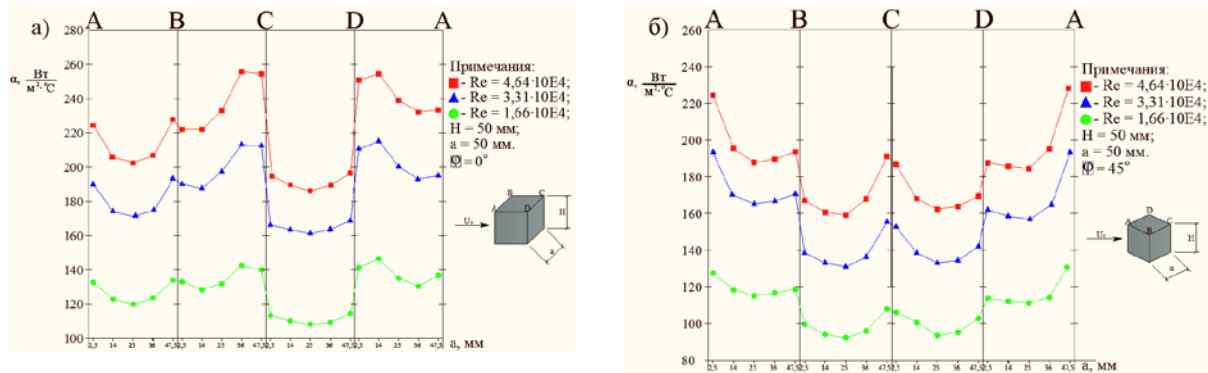


Рис. 3. Распределение локального коэффициента теплоотдачи по ширине квадратной призмы высотой 50 мм при вариации числа Re: а) $\varphi = 0^\circ$; б) $\varphi = 45^\circ$

Как следует из рис. 3а при угле атаки потока воздуха $\varphi = 0^\circ$ на фронтальной грани (A-B) значения локального коэффициента теплоотдачи α около ребер A и B несколько выше, чем в центре. Это предполагает, что около этих ребер вдоль боковых граней (B-C) и (D-A) существует обратный (меняющий свое направление) поток. На боковых гранях вследствие отрыва потока локальная теплоотдача сначала уменьшается, но затем увеличивается благодаря присоединению потока, и значения α достигают максимума в точке присоединения потока. В целом наибольшая теплоотдача имеет место на боковых гранях (B-C) и (D-A) призмы. Наименьшая теплоотдача наблюдается на кормовой грани (C-D) и она заметно ниже, чем на боковых гранях (примерно на 35%). На фронтальной грани (A-B) наблюдается теплоотдача, средняя между боковыми и кормовой гранями. При увеличении скорости воздушного потока с 5 до 14 м/с значения локального коэффициента теплоотдачи увеличились в среднем почти в 2 раза. При этом картина распределения значений локального коэффициента теплоотдачи практически не изменилась.

При угле атаки воздушного потока $\varphi = 45^\circ$ поток становится клинообразным и максимум значений коэффициента теплоотдачи наблюдается в точке разделения потока. На рис. 3б для случая угла атаки воздуха $\varphi = 45^\circ$ мы видим совсем другую картину распределения локальных коэффициентов теплоотдачи α по граням квадратной призмы высотой $H = 50$ мм. В силу симметрии теплоотдача на фронтальных гранях (A-B) и (D-A) практически одинакова и она в 1.5 раза выше, чем на кормовых гранях (B-C) и (C-D), у которых теплоотдача в силу того же симметричного обтекания потоком воздуха одинакова. Как и в случае с $\varphi = 0^\circ$ при увеличении скорости воздушного потока с 5 до 14 м/с локальный теплообмен по граням призмы увеличился в среднем в 2 раза, и при этом картина распределения значений локального коэффициента теплоотдачи практически не изменилась.

На рис. 4 показано распределение локального коэффициента теплоотдачи по высоте квадратной призмы высотой 50 мм при вариации числа Re.

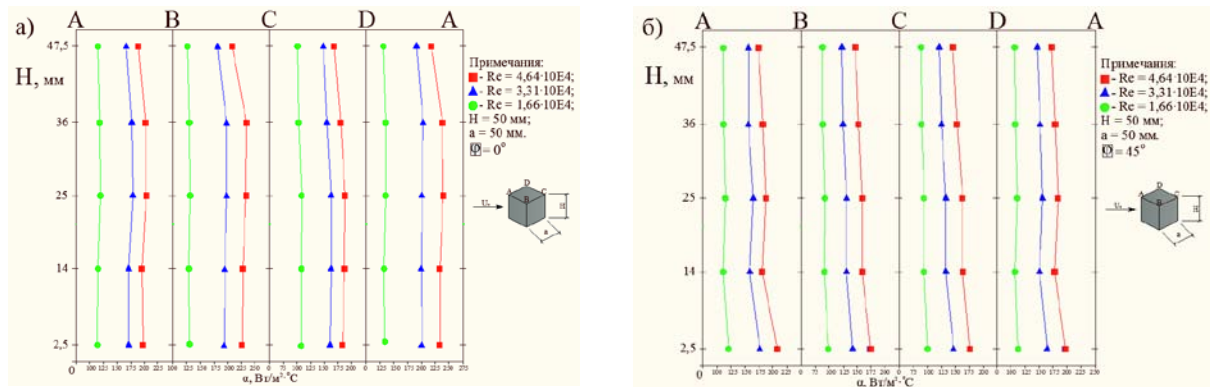


Рис. 4. Распределение локального коэффициента теплоотдачи по высоте квадратной призмы высотой 50 мм при вариации числа Re: а) $\varphi = 0^{\circ}$; б) $\varphi = 45^{\circ}$

Распределение коэффициентов теплоотдачи по высоте призмы для разных его граней при нулевом угле атаки и при 45° демонстрируются на рис. 4. При нулевом угле атаки (рис. 4а) на лобовой (A-B) и кормовой (C-D) гранях призмы в области его основания, где формируется подковообразный вихрь и вихревая дорожка, наблюдается повышенное значение коэффициента теплоотдачи, и она несколько выше чем на верхней части призмы.

На боковых гранях (B-C) и (D-A) теплообмен по высоте призмы практически постоянен, и он соответствует средней теплоотдаче от всей поверхности грани, что говорит о превалирующем влиянии конвективного механизма теплопереноса в этой области.

При углах атаки $\varphi = 45^{\circ}$ (рис. 4б) интенсивность теплообмена на наветренной (A-B) и подветренной (B-C) гранях близки между собой и, что особенно важно, изменение по высоте практически такое же, как и на лобовой и кормовой поверхностях призмы при нулевом угле атаки (рис. 4а). Отмеченное подобие коэффициентов переноса наблюдается и при других числа Рейнольдса и может быть использовано при инженерных оценках локальных неоднородностей температур или тепловых потоков при турбулентном обтекании призмы.

На рис. 5 показано распределение локального коэффициента теплоотдачи по высоте квадратной призмы высотой 50 мм при вариации числа Re.

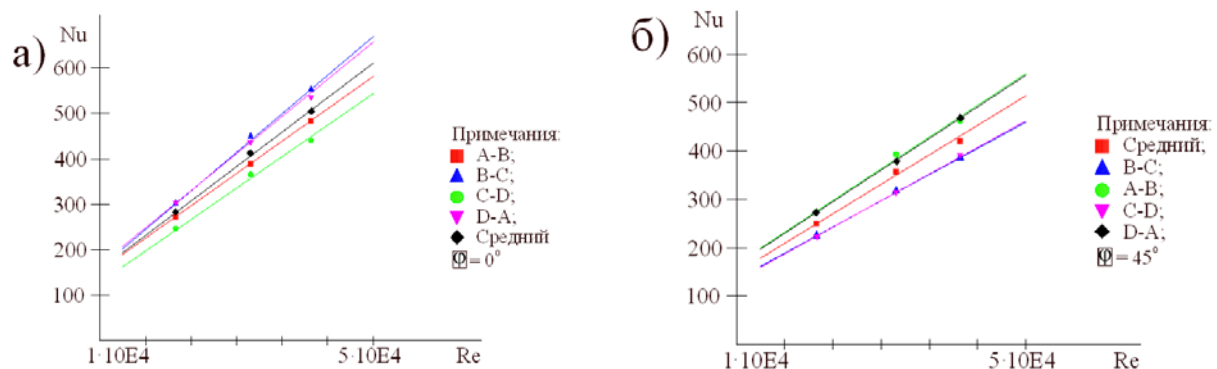


Рис. 5. Распределение локального коэффициента теплоотдачи по высоте квадратной призмы высотой 50 мм при вариации числа Re: а) $\varphi = 0^{\circ}$; б) $\varphi = 45^{\circ}$

Опытные данные по относительному коэффициенту теплоотдачи по периметру призмы представлены на рис. 5. В качестве масштаба выбрано среднее значение $\bar{\alpha}$ по всем граням призмы. При $\varphi = 0^\circ$ опытные данные для различных чисел Рейнольдса расходятся между собой, что говорит об отсутствии подобия по этому параметру. Кроме отмеченных выше особенностей поведения теплоотдачи на разных гранях призмы следует сказать, что вклад лобовой и кормовой зон в интегральной теплообмен призмы ослабевает с ростом числа Рейнольдса. Для боковых поверхностей имеет место обратная тенденция. В целом же локальная неоднородность вдоль периметра призмы при $\varphi = 0^\circ$ достигает $\sim 75 - 100 \%$, и с увеличением числа Re она возрастает.

Осредненные по граням, а так же средние по всей призме числа Нуссельта в зависимости от числа Рейнольдса для угла атаки $\varphi = 0^\circ$ и 45° показаны на рис. 5. Отметим несколько характерных особенностей. При $\varphi = 0^\circ$ в силу симметрии течения теплоотдача на обеих боковых гранях (B-C) и (D-A) одинакова и выше, чем на фронтальной (A-B) и кормовой (C-D) гранях. Средняя же теплоотдача от всей призмы приближается к значению интенсивности теплообмена от фронтальной поверхности призмы. Характер обтекания при угле атаки $\varphi = 45^\circ$ имеет по сравнению с $\varphi = 0^\circ$ существенно иной вид, поэтому происходит значительное перераспределение коэффициентов теплоотдачи по граням. Однако средняя теплоотдача от всей призмы изменяется не сильно относительно случая течения при $\varphi = 0^\circ$, и ее значение близко к теплоотдаче при поперечном обтекании.

В дальнейшем опытные данные по среднему теплообмену всех граней призмы будут обобщены в виде критериального соотношения:

$$\overline{Nu} = C1 \cdot Re^{C2} \quad (4)$$

Далее будет произведено сопоставление полученных результатов по средней теплоотдаче по всей поверхности призмы с имеющимися в литературе данными других авторов [4, 5].

Полученные результаты следует квалифицировать как новый вклад в базу данных о теплообмене плохообтекаемых тел. Выяснение же более тонких механизмов турбулентного тепломассопереноса при обтекании турбулентным потоком требует постановки более глубоких и детальнейших исследований.

Литература

1. Коробков С.В., Мокшин Д.И., Кошин А.А. Экспериментальные исследования аэродинамики моделей зданий при помощи сажемаслянной визуализации // VIII Международная конференция студентов и молодых ученых «Перспективы развития фундаментальных наук» [Электронный ресурс]. Режим доступа: <http://science-persp.tpu.ru>. 2011.
2. Коробков С.В., Мокшин Д.И., Кошин А.А. Исследование структуры течения воздушного потока путем измерения полей статического давления // VIII Международная конференция студентов и молодых ученых «Перспективы развития фундаментальных наук» [Электронный ресурс]. Режим доступа: <http://science-persp.tpu.ru>. 2011.
3. А.И. Гнъря, С.В. Коробков, А.А. Кошин, Д.И. Мокшин, В.И. Терехов. Комплексные экспериментальные исследования аэродинамики и теплообмена моделей зданий и сооружений. // Вестник ТГАСУ – 2011, №4 – С. 113-126.
4. Igarashi T. Local heat transfer from a square prism to an air stream // Inter. And Mass Transfer. 1986. Vol/ 29. No. 5. P. 777-784.
5. Natarajan V., Chyu M.K. Effect of flow angle-of-attack on the local heat/mass transfer from a wall – mounted cube // Trans. ASME. J. of Heat Transfer. 1994. Vol. 116. P. 552-560.