

УДК 621.45.038

Применение местных углублений при пленочном охлаждении входной кромки лопаток газовых турбин

В.Ю. Петельчиц¹, А.А. Халатов^{2,3}, Д.Н. Письменный¹,
Ю.Я. Дашевский¹

¹ГП НПКГ «Зоря»-«Машпроект», Николаев, Украина

²Институт технической теплофизики НАНУ, Киев, Украина

³НТУУ «Киевский политехнический институт», Киев, Украина

E-mail: vypete@e-mail.ua, artem.khalatov@vortex.org.ua

Представлены результаты численного моделирования пленочного (завесного) охлаждения модели входной кромки лопатки турбины при подаче охладителя через ряды цилиндрических отверстий, размещенных в полусферических углублениях и траншеях, при изменении параметра вдува от 0,5 до 2,0. Размеры расчетной модели и исходные данные приняты характерными для лопатки турбины высокого давления высокотемпературного газотурбинного двигателя. Моделирование выполнено с помощью программного комплекса ANSYS CFX. Проведен сравнительный анализ полученных результатов с базовым вариантом (без углублений) как на участке входной кромки, так и на плоской поверхности за ним.

Ключевые слова: пленочное охлаждение, параметр вдува, входная кромка, система охлаждения, полусферические углубления, траншея.

Введение

Основным способом повышения КПД и других характеристик газотурбинных двигателей (ГТД) любого назначения остается повышение температуры газа перед турбиной, которая в серийных энергетических ГТД большой мощности уже достигла 1600 °С (1873 К). Ведутся работы по повышению температуры газа до 1700 °С (1973 К) [1, 2]. Еще более высокие температуры газа перед турбиной характерны для создаваемых в настоящее время авиационных ГТД. Поскольку температура газа значительно превышает температуру длительной работоспособности материалов, то для охлаждения лопаток используются внутренняя и внешняя системы воздушного охлаждения.

Как показал опыт проектирования ГТД, применение пленочного (завесного) охлаждения лопаток становится необходимым уже при температурах газа порядка 1200 °С (1473 К). Однако при высоких температурах газа потребный расход охладителя становится очень высоким и термодинамические потери могут превысить преимущества системы охлаждения. Поэтому вопрос снижения расхода охладителя за счет более высокой

эффективности пленочного охлаждения, особенно при высокой температуре газа, является актуальным.

В течение последних двадцати лет в мире было проведено большое количество исследований, направленных на поиск более эффективных схем пленочного охлаждения. Были предложены и исследованы несколько альтернативных конфигураций пленочного охлаждения, в частности, выдув воздуха на защищаемую поверхность через отверстия сложной формы (веерные, консольные и т.д.), через ряды цилиндрических отверстий, помещенных в траншею, через системы скрещивающихся парных отверстий, через цилиндрические отверстия в полусферических углублениях (предложен и исследован в ИТТФ НАН Украины).

Эти и другие методы повышения эффективности пленочного охлаждения, так или иначе, направлены на подавление системы вихрей в зоне выдува и исключение отрыва струи охладителя от защищаемой поверхности. Высокая эффективность этих методов для плоской пластины подтверждена большим количеством исследований, основанных на физических экспериментах и компьютерном моделировании [3–13]. В настоящее время зарубежные фирмы уже применяют такие конфигурации пленочного охлаждения, но только на поверхностях спинки и корыта лопатки.

Вместе с тем, какие-либо данные по эффективности альтернативных методов пленочного охлаждения на цилиндрической поверхности, что характерно для входной кромки лопатки, в литературе отсутствуют. Нет также данных по эффективности пленочного охлаждения на цилиндрическом участке входной кромки на некотором удалении от отверстий выдува охладителя. Как известно, структура потока при выдуве воздуха на цилиндрическую поверхность существенно отличается от формирующейся около плоской поверхности [14]. Таким образом, исследование эффективности применения местных углублений как одного из вариантов альтернативных конфигураций пленочного охлаждения участка входной кромки является актуальной задачей.

Целью настоящей работы является исследование эффективности пленочного охлаждения плоской модели входной кромки лопатки газовой турбины при выдуве охладителя через три ряда цилиндрических отверстий в диапазоне изменения параметра вдува от 0,5 до 2,0. В работе исследованы три варианта конфигураций (рис. 1). Вариант 1 — цилиндрические отверстия без поверхностных углублений, вариант 2 — цилиндрические отверстия в полусферических углублениях, вариант 3 — цилиндрические отверстия в траншее.

Результаты расчета варианта 1 использованы в качестве базовых значений для определения эффективности альтернативных вариантов.

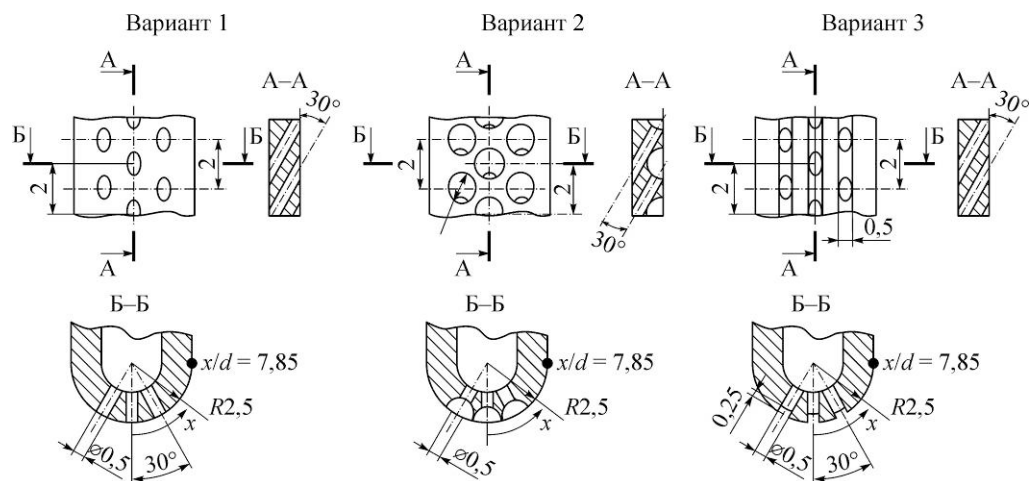


Рис. 1. Геометрия исследованных конфигураций отверстий пленочного охлаждения.

Для исследования были приняты геометрические размеры и основные газодинамические параметры модели, типичные для рабочей лопатки турбины высокого давления. Диаметр отверстий $d = 0,5$ мм, относительный шаг отверстий по высоте $t/d = 4$, угол наклона отверстий к охлаждаемой поверхности $\alpha = 30^\circ$, отношение диаметра отверстий к диаметру входной кромки составляло 0,10. Для варианта 2 диаметр полусферических углублений $D = 1,25$ мм, глубина $h = 0,625$ мм. Для варианта 3 ширина траншеи равна диаметру отверстия и $s = d = 0,5$ мм, а ее глубина $h = d/2 = 0,25$ мм.

Рассматриваемая в настоящей работе геометрия траншеи и полусферических углублений ранее изучалась в ИТТФ НАН Украины на плоской пластине методами физического и численного экспериментов [12, 13].

Для исследования выбран метод CFD-моделирования, который характеризуется высокой точностью, позволяет определить влияние большого количества факторов на эффективность пленочного охлаждения и некоторые тонкие особенности физической структуры течения.

Методика выполнения расчета и особенности модели

Для моделирования в системе КОМПАС-3D была создана трехмерная модель, высота которой равнялась двум шагам отверстий. Для того чтобы получить оценку влияния рассматриваемой системы отверстий на эффективность пленочного охлаждения не только цилиндрической части модели, последняя была выполнена с удлиненным плоским участком, который обеспечивал возможность анализа результатов до координаты $x/d \leq 100$ (x — расстояние от точки торможения).

Моделирование выполнялось с помощью коммерческого пакета ANSYS CFX 14.5. Предварительно были проведены верификационные расчеты, результаты которых сравнивались с экспериментальными данными. В результате расчетов пленочного охлаждения участка входной кромки [15] и плоской поверхности [16] было показано, что наиболее близкие к экспериментальным данным результаты расчета обеспечивает применение SST-модели турбулентности.

Для каждого участка модели с помощью ANSYS ICEM CFD 14.5 были созданы тетраэдрические расчетные сетки со сгущением в районе отверстий пленочного охлаждения и призматическим подслоем вблизи стенок. В зависимости от конфигурации отверстий пленочного охлаждения количество элементов расчетных сеток составляло от 20 до 22 млн. Все сетки обеспечивали величину безразмерного расстояния y^+ не более 1,0, что удовлетворяет требованиям использования SST-модели турбулентности. В качестве исходных данных для расчета задавались параметры, характерные для рабочей лопатки турбины высокого давления: скорость основного потока на входе соответствовала числу Рейнольдса по диаметру входной кромки, равному 50000; статическое давление основного потока на выходе было равным 1,2 МПа; температура основного и вдуваемого потоков составляла 1500 °С и 600 °С соответственно; поверхность модели задавалась как адиабатическая стенка. Расход вдуваемого воздуха задавался в соответствии с одним из четырех исследуемых параметров вдува $m = 0,5, 1,0, 1,5$ и 2,0, который определялся как

$$m = G_B (6 \cdot F_{\text{отв}}) / (\rho_r W_r), \quad (1)$$

где G_B — суммарный расход выдуваемого воздуха через шесть отверстий, $F_{\text{отв}}$ — площадь поперечного сечения одного отверстия, ρ_r , W_r — соответственно плотность и скорость набегающего потока на входе в расчетную область.

Моделирование выполнялось при использовании модели сжимаемого идеального газа с заданием значения молярной массы 28,96 кг/кмоль, соответствующей воздуху, с решением полных уравнений энергии без учета лучистого теплообмена.

Свойства воздуха для основного и вдуваемого потоков (коэффициент теплопроводности λ , коэффициент динамической вязкости μ и теплоемкость c_p) задавались переменными от температуры по данным работы [17]. В связи с тем, что стенки расчетной

области считались адиабатными, расчетная модель не включала в себя модель твердого тела (лопатки).

Вычисления осуществлялись с фиксированным шагом по времени, равным 0,5 мс, что составляет 10 % от среднепролетного времени для исследуемой расчетной области. Процесс выполнялся до обеспечения сходимости RMS по составляющим компонентам скорости 10^{-6} , при этом контролировалась стабилизация давления основного потока на входе и осредненных на характерных участках температур охлаждаемой поверхности.

По результатам расчета в каждой точке охлаждаемой поверхности определялась локальная эффективность пленочного охлаждения:

$$\eta' = (T_{\infty} - T_{aw}) / (T_{\infty} - T_b), \quad (2)$$

где T_{∞} , T_b — полные температуры основного потока (газа) и охладителя (охлаждающего воздуха) соответственно, T_{aw} — адиабатическая температура стенки (защищаемой поверхности).

Для оценки эффективности пленочного охлаждения вычислялась осредненная в поперечном направлении (по оси Z) для двух шагов отверстий локальная эффективность пленочного охлаждения

$$\eta = \frac{1}{2t} \int_0^{2t} \eta' dZ. \quad (3)$$

По результатам расчетов анализировалась эффективность пленочного охлаждения, осредненная на характерных участках расчетной модели: на цилиндрическом участке входной кромки ($0 < x/d \leq 7,85$) и на плоской поверхности за ней ($7,85 < x/d \leq 100$). При осреднении эффективности пленочного охлаждения учитывалась не только исходная площадь цилиндрической поверхности, но и суммарная площадь полусферических углублений (для варианта 2) и поверхности траншеи (для варианта 3).

Результаты расчета

Результаты расчета распределения осредненной в поперечном направлении эффективности пленочного охлаждения для трех вариантов конфигураций отверстий представлены на рис. 2. На рис. 3 представлено влияние параметра вдува на эффективность пленочного охлаждения, осредненную на характерных участках расчетной модели — цилиндрическом и плоском.

Вариант 1 (отверстия без поверхностных углублений). В соответствии с результатами расчета увеличение параметра вдува от 0,5 до 2,0 приводит к росту средней эффективности пленочного охлаждения как на участке входной кромки (от 0,35 до 0,73), так и на плоском участке за ним (от 0,13 до 0,33). При этом максимальный прирост эффективности пленочного охлаждения от 0,35 до 0,50 на участке входной кромки наблюдается при увеличении параметра вдува от 0,5 до 1,0. При увеличении параметра вдува от 1,5 до 2,0 дальнейший прирост эффективности составляет лишь 6 % от суммарной величины для участка входной кромки и 11 % — для плоского участка. Такой характер влияния параметра вдува вызван тем, что при $m = 0,5$ из-за разности противодавления на выходе из центрального и бокового рядов отверстий основная часть воздуха вытекает через боковые ряды отверстий. При этом вблизи точки торможения потока ($x/d = 0$) эффективность пленочного охлаждения близка к нулю. При увеличении величины m до 1,0 вследствие роста давления воздуха на выходе из отверстия происходит более равномерное распределение воздуха между отверстиями и эффективность пленочного охлаждения при $x/d = 0$ достигает 0,96. На плоском участке с ростом x/d происходит монотонное уменьшение эффективности пленочного охлаждения — при $x/d = 100$ до 0,09 ($m = 0,5$) или до 0,23 ($m = 2,0$).

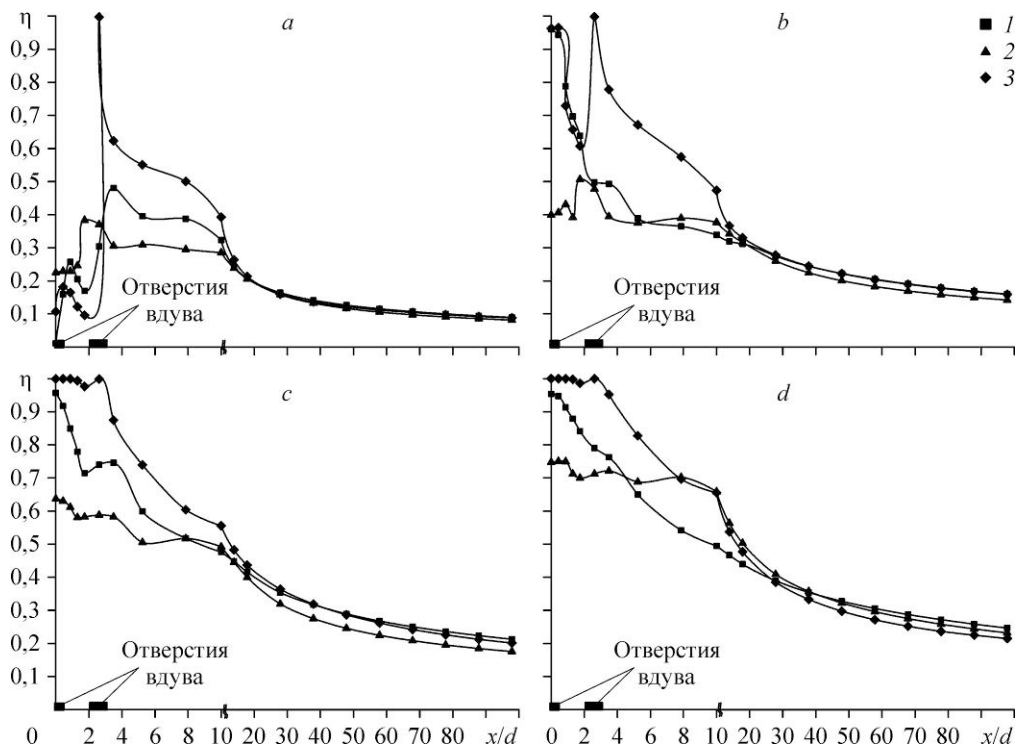


Рис. 2. Распределение осредненной по высоте эффективности пленочного охлаждения по длине модели при различных параметрах вдува.
 $m = 0,5$ (a), 1 (b), 1,5 (c), 2 (d); варианты 1 (1), 2 (2), 3 (3).

Вариант 2 (отверстия в полусферических углублениях на цилиндрическом участке).

При $m = 0,5$ повышение эффективности пленочного охлаждения наблюдается лишь на участке от линии торможения до оси бокового ряда отверстий ($0 < x/d \leq 2,62$). При этом во всем остальном диапазоне x/d эффективность пленочного охлаждения ниже, чем в базовом варианте 1.

Для значений $m = 1,0$ и $1,5$ эффективность пленочного охлаждения также ниже, чем в варианте 1. Исключение составляют участки $6 < x/d \leq 20$ при $m = 1,0$ и $7,85 < x/d \leq 10$ при $m = 1,5$, где имеет место незначительное превышение данных, полученных для варианта 1.

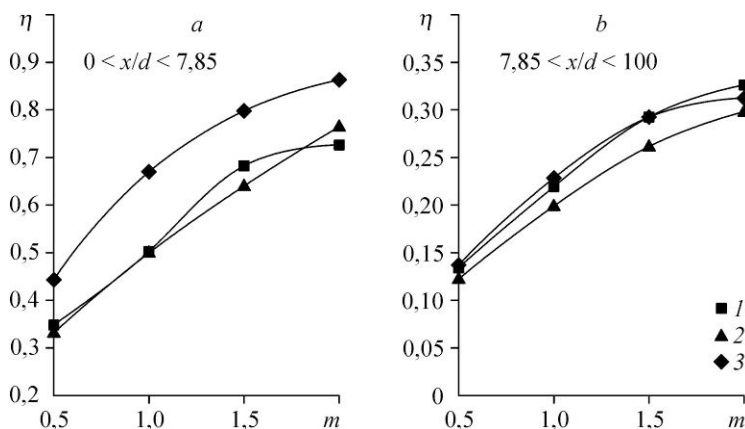


Рис. 3. Распределение осредненной по высоте эффективности пленочного охлаждения на цилиндрическом (a) и плоском (b) участках модели.
 Варианты 1 (1), 2 (2), 3 (3).

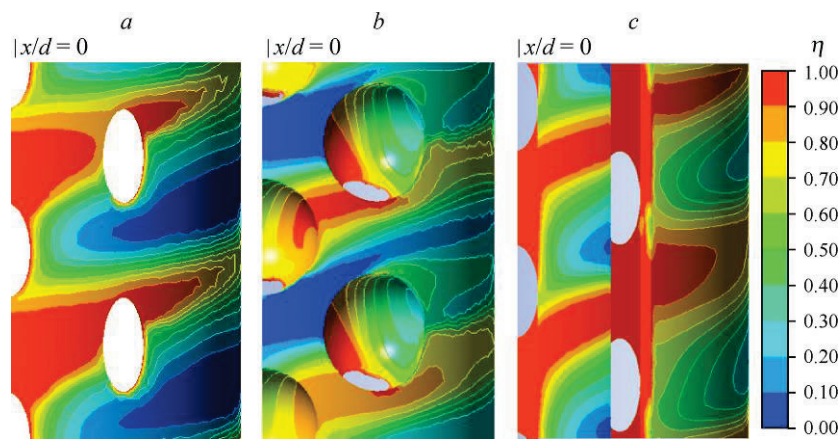


Рис. 4. Распределение эффективности пленочного охлаждения на участке входной кромки модели для вариантов 1 (а), 2 (b) и 3 (с). Вертикальные засечки в верхней части рисунка обозначают ось симметрии.

Увеличение m до 2,0 приводит к значительному росту эффективности пленочного охлаждения на участке $4,5 < x/d \leq 40$ по сравнению с вариантом 1. Вероятно, это вызвано отрывом струи воздуха, выдуваемого из бокового ряда цилиндрических отверстий в варианте 1, который более заметно проявляется при увеличении параметра вдува, что не наблюдается при использовании полусферических углублений. В районе линии торможения эффективность пленочного охлаждения составляет 0,75, это на 28 % ниже варианта 1 (0,95).

На рис. 4 приведено распределение локальной эффективности пленочного охлаждения для случая $m = 1,0$ на участке входной кромки. Причиной снижения эффективности пленочного охлаждения является интенсивное перемешивание выдуваемого воздуха с горячим потоком в углублении (рис. 5).

Как показано на рис. 3, снижение средней на участке входной кромки эффективности пленочного охлаждения незначительно, причем максимальное снижение достигается при $m = 1,5$. При $m = 2,0$ средняя эффективность пленочного охлаждения достигает 0,76, что несколько выше, чем в варианте 1. На плоской поверхности наблюдается незначительное снижение средней эффективности пленочного охлаждения по сравнению с вариантом 1.

Вариант 3 (отверстия в траншее). На участке входной кромки ($x/d = 0$) и до участка $x/d = 20$ эффективность пленочного охлаждения существенно выше, чем в варианте 1 (рис. 2). При $m = 1,5$ и 2,0 на участке между рядами отверстий эффективность пленочного охлаждения достигает 0,95–1,0 и ее снижение при удалении от отверстий происходит менее интенсивно. Причиной роста эффективности пленочного охлаждения по сравнению с вариантом 1 является растекание охлаждающего воздуха внутри траншеи и более равномерное, по сравнению с траншеей на гладкой поверхности, распределение охладителя в поперечном направлении.

Как показано на рис. 3, прирост эффективности пленочного охлаждения, осредненной на участке входной кромки, имел место при всех значениях m и достигал максимального значения ($\Delta\eta = 0,17$) при $m = 1,0$. На участке $x/d > 20$ эффективность пленочного охлаждения в варианте с траншеей оказалось близка к исходному варианту, а при $m = 2,0$ — даже несколько ниже.

На рис. 5 представлены поля температур основного и вдуваемого потоков и структура потоков в виде проекций скоростей в районе входной кромки в плоскостях, проходящих перпендикулярно защищаемой поверхности на различных расстояниях от центральной линии.

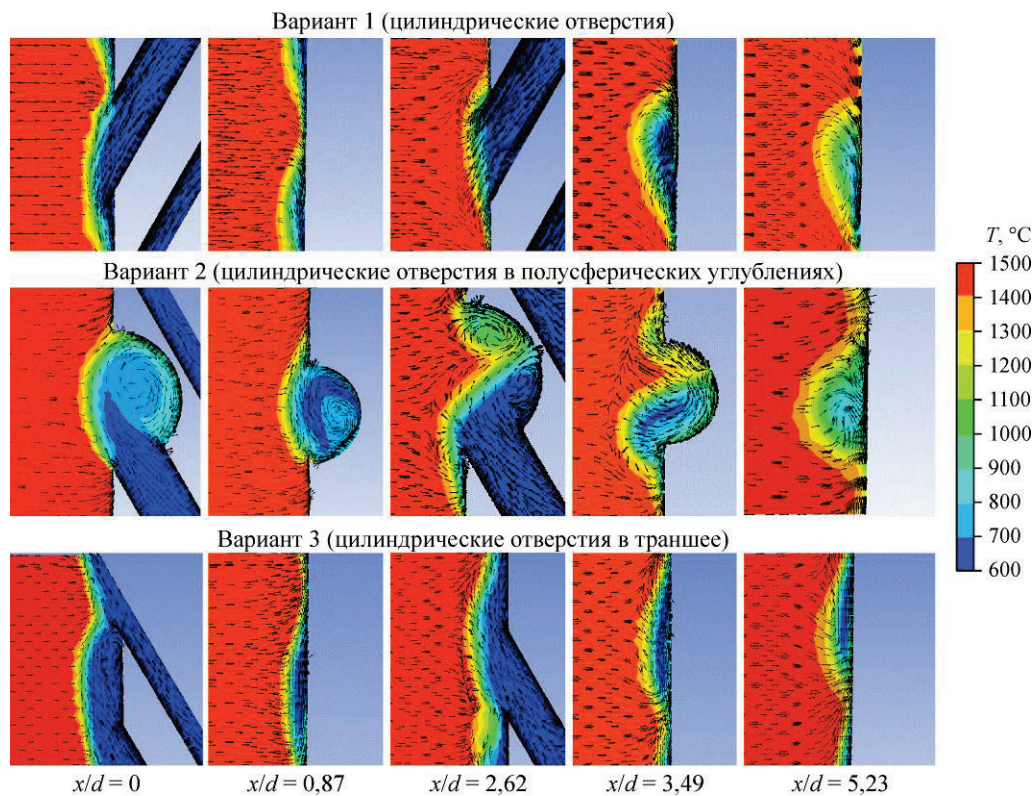


Рис. 5. Распределения температур основного и вдуваемого потоков и структура потоков.

Распределения приведены при $m = 1,0$ для значений $x/d = 0$ ($\beta = 0^\circ$), $0,87$ ($\beta = 10^\circ$), $2,62$ ($\beta = 30^\circ$), $3,49$ ($\beta = 40^\circ$), $5,23$ ($\beta = 60^\circ$), где β — угол отклонения рассматриваемой плоскости от центральной линии.

При анализе структуры течения видно, что в отличие от плоской пластины на цилиндрическом участке входной кромки отсутствует отрыв струи охлаждающего воздуха от защищаемой поверхности.

В полусферических углублениях имеет место интенсивное вихреобразование. В зону завихрения подсасывается горячий основной поток, что способствует быстрому размыванию защитной пленки. То же явление имеет место и в углублениях ряда боковых отверстий. Причем неравномерность потока по высоте модели имеет место даже на достаточном удалении от сечения выдува ($x/d = 5,23$).

Повышение эффективности охлаждения для случая отверстий в траншее происходит благодаря более равномерному растеканию охлаждающего воздуха по поверхности траншеи и далее — по поверхности охлаждения. Так, например, в отличие от отверстий в полусферических углублениях за боковыми отверстиями в траншее при $x/d = 5,23$ охлаждающий поток равномерно распределен по поверхности. Подобное распределение наблюдается для всех параметров вдува.

Выводы

Для варианта без углублений (вариант 1) увеличение параметра вдува с 0,5 до 2,0 приводит к росту средней эффективности пленочного охлаждения как на участке входной кромки, так и на следующем за ним плоском участке. При этом наиболее высокий рост эффективности пленочного охлаждения наблюдается при увеличении параметра вдува от 0,5 до 1,0.

Для системы цилиндрических отверстий в полусферических углублениях значения эффективности пленочного охлаждения ниже, чем для системы отверстий без углублений, что обусловлено перемешиванием охлаждающего воздуха с горячим газом в районе углубления. Исключение составляет лишь участок входной кромки при $m = 2,0$, где эффективность пленочного охлаждения отверстий в углублениях несколько выше, чем в исходном варианте 1. Такие результаты отличаются от результатов, полученных на плоской поверхности, где подача охладителя в полусферические углубления увеличивает эффективность охлаждения при всех параметрах вдува.

При выдуве воздуха в траншею осредненная эффективность пленочного охлаждения входной кромки для всех параметров вдува значительно выше, чем в базовом варианте 1 вследствие более равномерного распределения охлаждающего воздуха в поперечном направлении. Наибольший прирост эффективности пленочного охлаждения происходит при повышении параметра вдува с 0,5 до 1,0. Для практического использования эта конфигурация представляет наибольший интерес и должна быть исследована более широко.

Список литературы

1. Hada S., Masada J., Ito E., Tsukagashi K. Evolution and future trend of large frame gas turbines a new 1600 degree C, J-class gas turbine // ASME Paper. No. GT2012-68574.
2. Ito E., Okada I., Tsukagashi K., Muiyama A., Masada J. Development of key technologies for the next generation 1700 °C-class advanced gas turbine // ASME Paper. No. GT2009-59783.
3. Brauckmann D., von Wolfersdorf J. Application of steady and transient IR-thermography measurements to film cooling experiments for a row of shaped holes // ASME Paper. No. GT2005-68035.
4. Brauckmann D., von Wolfersdorf J. Influence of compound angle on adiabatic film cooling effectiveness and heat transfer coefficient for a row of shaped film cooling holes // ASME Paper. No. GT2005-68036.
5. Waye S.C., Bogard D.G. High resolution film cooling effectiveness measurements of axial holes embedded in a transverse trench with various trench configuration // ASME Paper. No. GT2006-90226.
6. Lu Y., Ekkad S.V., Bunker R.S. Trench film cooling — effect of trench downstream edge and hole spacing // ASME Paper. GT2008-50606.
7. Sundaram N., Thole K. Film-cooling flowfields with trenched holes on an endwall // ASME Paper. No. GT2008-50149.
8. Kusterer K., Elyas A., Bohn D., Sugimoto T., Tanaka R. Double-jet film-cooling for highly efficient film-cooling with low blowing ratios // ASME Paper. No. GT2008-50073.
9. Kusterer K., Elyas A., Bohn D. A parametric study on the influence of the lateral ejection angle of double-jet holes on the film-cooling effectiveness for high blowing ratios // ASME Paper. No. GT2009-59321.
10. Пахомов М.А., Терехов В.И., Халатов А.А., Борисов И.И. Тепловая эффективность пристенной газовой завесы при ее вдуве через круглые отверстия в траншее // Теплофизика и аэромеханика. 2015. Т. 22, № 3. С. 343–352.
11. Халатов А.А., Борисов И.И., Дашевский Ю.Я., Коваленко А.С. Пленочное охлаждение плоской поверхности однорядной системой наклонных отверстий в траншее: влияние внешней турбулентности и ускорения потока // Теплофизика и аэромеханика. 2013. Т. 20, № 6. С. 731–737.
12. Халатов А.А., Борисов И.И., Безлюдная М.В. и др. Пленочное охлаждение плоской поверхности двухрядной системой отверстий в сферических углублениях // Восточно-Европейский журнал передовых технологий. 2012. Т. 57, № 3/10. С. 4–8.
13. Халатов А.А., Безлюдная М.В., Дашевский Ю.Я. и др. Пленочное охлаждение плоской пластины при выдуве охладителя через круглые отверстия в двухрядной системе сферических углублений // Насосы. Турбины. Системы. 2013. Т. 9, № 4. С. 47–55.
14. Chernobrovkin A., Lakshminarayana B. Numerical simulation and aerothermal physics of leading edge film cooling // ASME Paper. P. 98-GT-504.
15. Петельниц В.Ю., Халатов А.А., Письменный Д.Н., Дашевский Ю.Я. К вопросу повышения точности RANS моделирования пленочного охлаждения // Авиационно-космическая техника и технология. 2013. Т. 105, № 8. С. 116–122.
16. Петельниц В.Ю. Моделирование пленочного охлаждения пластины с входным цилиндрическим участком // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Енергетичні та теплотехнічні процеси й устаткування. Харків: НТУ «ХПІ», 2014. № 11(1054). С. 82–89.
17. Варгафтик Н.Б. Справочник по теплофизическим свойствам газов и жидкостей. М.: Физматгиз, 1972. 720 с.

*Статья поступила в редакцию 19 ноября 2015 г.,
после доработки — 21 декабря 2015 г.*