

УДК 621.45.038

А.А. Халатов^{1,2}, д.т.н.
И.И. Борисов¹, к.т.н.
Н.А. Панченко^{1,2},
М.В. Безлюдная^{1,2},
Ю.Я. Дашевский³, к.т.н.

ЭФФЕКТИВНОСТЬ ПЛЕНОЧНОГО ОХЛАЖДЕНИЯ ЗА ПАРНЫМИ ОТВЕРСТИЯМИ И ОТВЕРСТИЯМИ В СФЕРИЧЕСКИХ УГЛУБЛЕНИЯХ*

¹Институт технической теплофизики НАН Украины, Киев, artem.khalatov@vortex.org.ua

²Национальный технический университет Украины «Киевский политехнический институт», Киев

³ГП НПКГ «Зоря»-«Машпроект», Николаев

Представлены результаты экспериментального исследования эффективности пленочного охлаждения в двух схемах двухрядного пленочного охлаждения — наклонных цилиндрических отверстий в сферических углублениях и парных наклонных цилиндрических отверстий со сложными углами подачи охладителя («double-jet»). Обе схемы представляют практический интерес для использования в системах охлаждения лопаток высокотемпературных газовых турбин. Внешняя турбулентность потока ($\approx 7\%$) практически не оказывает влияния на эффективность пленочного охлаждения, а ускорение внешнего потока в диапазоне изменения параметра ускорения K от $0,5 \cdot 10^{-6}$ до $3,5 \cdot 10^{-6}$ снижает ее.

Ключевые слова: пленочное охлаждение, парные отверстия, сферические углубления, эффективность охлаждения, ускорение потока, внешняя турбулентность.

Введение

Повышение температуры газа перед турбиной является главным направлением термодинамического совершенствования ГТД и ГТУ различного назначения. Поскольку эта температура всегда превышает температуру плавления материалов, из которых изготовлены лопатки газовой турбины, то для их охлаждения используются системы внутреннего и внешнего охлаждения, где в качестве охладителя используется воздух, отбираемый от ступени компрессора. Основным методом внешнего охлаждения лопаток является пленочное охлаждение, которое сохраняет перспективу до температуры газа перед турбиной порядка $1700 \dots 1750^\circ\text{C}$.

Анализ последних исследований и постановка задачи

Традиционная схема пленочного охлаждения в виде одно- и двухрядных дискретных отверстий, расположенных под некоторым углом к охлаждаемой поверхности, характеризуется рядом недостатков. Основным из них является низкая эффективность при параметрах длува больших единицы, обусловленная отрывом потока и возникновением вторичных вихревых структур, разрушающих пленку охладителя и способствующих «подсосу» горячего потока к защищаемой поверхности. Кроме того, при достаточно высокой температуре газа потребный расход охладителя становится настолько большим, что увеличение к.п.д. цикла за счет охлаждения может нивелироваться термодинамическими потерями за счет смешения охладителя и основного потока.

Поэтому большой практический интерес представляют новые технические решения, позволяющие достичь высокой эффективности пленочного охлаждения при меньших малых расходах охладителя с относительно простой технологией изготовления. Анализ результатов работ [1-5] показал, что к числу перспективных методов пленочного охлаждения можно отнести расположение отверстий в углублениях (рис. 1а), а также схему парных отверстий «double-jet» (рис. 1б).

Целью настоящей работы является экспериментальное исследование двух перспективных схем двухрядного пленочного охлаждения — наклонных цилиндрических отверстий в сферических углублениях и парных наклонных цилиндрических отверстий со сложными углами подачи охладителя.

* Работа выполнена при финансовой поддержке НАН Украины, договор № 01-08-14, совместный проект НАНУ и РФФД

Экспериментальная установка и методика проведения измерений

Эксперименты выполнены в аэродинамической трубе открытого типа, работающей от центробежного вентилятора ВВД-5. Атмосферный воздух (первичный поток) от вентилятора подавался в ресивер и далее поступал в рабочий участок. Равномерное по сечению поле скорости на входе в рабочий участок обеспечивалось установкой на выходе из ресивера спрямляющей сетки и прямоугольного сопла, спроектированного по профилю Витошинского. Входное сечение сопла составляет $400 \times 300 \text{ мм}^2$, а выходное - $294 \times 34 \text{ мм}^2$ (соотношение входной и выходной площадей $F_{ex}/F_{вых} = 12$), длина сопла равна 350 мм. Интенсивность турбулентности потока на входе в рабочий участок не превышала 1%. После рабочего участка воздушный поток поступал в успокоительную емкость и далее выбрасывался в атмосферу.

Для исследования эффективности пленочного охлаждения использовано обратное направление теплового потока: основной поток холодный, а вторичный — нагретый. Вдуваемый воздух (вторичный поток) от индивидуального компрессора через регулирующий вентиль, расходомер (ротаметр) и электронагреватель подавался в рабочий участок через систему отверстий. В экспериментах использовались две различные пластины для подачи охладителя с различными конфигурациями отверстий (рис. 1). Геометрические параметры исследованных конфигураций (рис. 1) приведены в табл. 1. Отличительной особенностью двухрядной схемы парных отверстий является то, что охладитель первого ряда подается по направлению к выходной кромке отверстий второго ряда, что оказывает влияние на локальный параметр вдува.

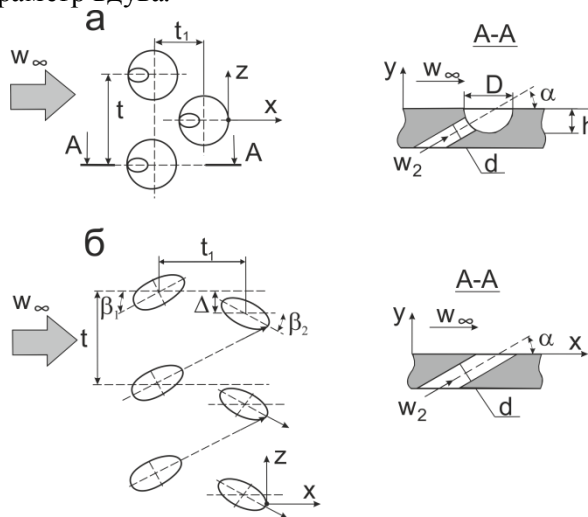


Таблица 1. Геометрические параметры

Конфигурация	Геометрические параметры
Схема отверстий в сферических углублениях (рис. 1а)	$d=3.2 \text{ мм}, \alpha=30^\circ,$ $t=16 \text{ мм}, t_1=8 \text{ мм},$ $D=8 \text{ мм}, h=4 \text{ мм}$
Схема парных отверстий (рис. 1б)	$d=3.2 \text{ мм}, \alpha=30^\circ,$ $t=2.8 \text{ мм}, t_1=10 \text{ мм},$ $\beta_1=\beta_2=25^\circ, \Delta=3.2 \text{ мм}$

Рис. 1. Конфигурации отверстий вдува: а – отверстия в сферических углублениях, б – парные отверстия.

Схема экспериментального канала представлена на рис. 2 (показан вариант с ускорением потока, в экспериментах с безградиентным потоком сменный профиль отсутствовал, и верхняя стенка была плоской). Он имеет прямоугольное сечение ($294 \times 34 \text{ мм}^2$), которое соответствует выходному сечению сопла Витошинского. Нижняя стенка рабочего участка содержит пластину вдува, выполненную из оргстекла и адиабатную пластину из асбоцемента ($\lambda = 0,17 \text{ Вт/м}\cdot\text{К}$). В адиабатную пластину заподлицо с поверхностью вмонтированы хромель-алюмелевые термопары, расположенные в продольном направлении на одной линии с постоянным по длине шагом (10 мм). В установке предусмотрена возможность перемещения адиабатной пластины поперек потока для определения локальных значений эффективности пленочного охлаждения. Расстояние от среза сопла Витошинского до первого ряда отверстий $L_0 = 130 \text{ мм}$, до начала координаты «х» (срез отверстий второго ряда) $L_1 = 145 \text{ мм}$.

В экспериментах с внешней турбулентностью потока на входе в сопло Витошинского устанавливалась перфорированная пластина (решетка). В пластине толщиной 5 мм выполнены 169 отверстий диаметром 12,5 мм с острыми краями, которые расположены равномерно по ее поверхности (поперечный и продольный шаги соответственно 22 и 29 мм). Относительное

проходное сечение перфорированной пластины составляло 17,3 %. Как показано в работе [6], в этом случае на выходе из сопла Витошинского генерируется практически изотропная турбулентность. Поэтому в экспериментах измерялась только продольная составляющая интенсивности турбулентности на выходе из сопла, которая составляла около 7 %. Измерения проводились термоанемометром постоянной температуры ТАИК-2, чувствительным элементом зонда служила вольфрамовая нить диаметром 5 мкм и длиной 2,5 мм.

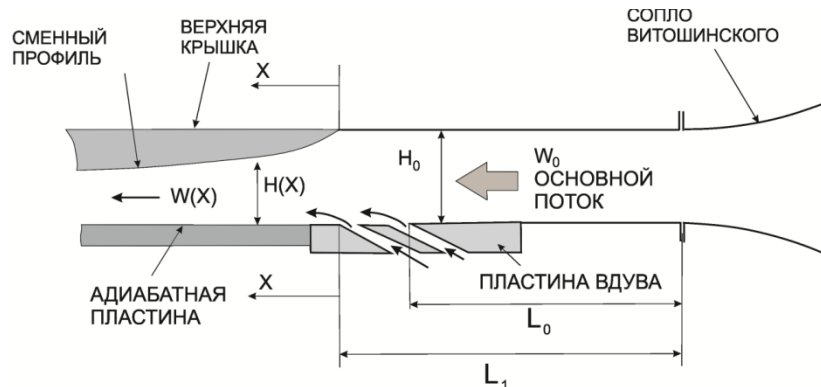


Рис. 2. Схема экспериментального канала в экспериментах с ускорением потока.

В экспериментах с ускорением потока использовались поочередно два сменных профиля, которые крепились снизу к верхней крышке рабочего участка (рис.2). Высота канала на входе H_0 составляла 34 мм. Профиль № 1 обеспечивал уменьшение поперечного сечения канала на выходе примерно в полтора раза, а профиль № 2 — примерно в два раза. Обратного перехода потока в экспериментах не достигалось, что контролировалось величиной параметра ускорения K ($K < 3 \cdot 10^{-6}$). Профили проектировались таким образом, чтобы параметр ускорения K соответствовал условиям течения близким к течению в межлопаточном канале газовой турбины. В экспериментах профиль №1 обеспечивал изменение абсолютной величины K от $0,5 \cdot 10^{-6}$ до $2,0 \cdot 10^{-6}$, а профиль №2 — от 10^{-6} до $3,5 \cdot 10^{-6}$.

В экспериментах измерялись скоростной напор основного потока в сечении вдува (т.е. на входе в рабочий участок), статическое давление в этом же сечении, расход вдуваемого потока и температуры основного (в сечении вдува) и вдуваемого потоков, температура адиабатной поверхности в девяти точках по длине пластины с шагом 10 мм. Для определения температуры вдуваемого потока две термопары устанавливались в отверстиях вдува непосредственно перед выходом вторичного потока наружу. Показания этих термопар в процессе экспериментов были практически идентичными (отличие не превышало 1,5%). Температура адиабатной поверхности, основного и вдуваемого воздуха регистрировалась хромель-алюмелевыми термопарами диаметром 0,1 мм.

Плотности основного и вдуваемого потоков определялись по уравнению состояния, скорость вдуваемого потока определялась по уравнению расхода, делением общего расхода на количество отверстий. При этом неравномерность распределения по отверстиям проверялась с помощью трубки скоростного напора диаметром 0,8 мм, и в экспериментах не превышала $\pm 4\%$.

Для канала переменного сечения (в экспериментах с ускорением основного потока) измерялось статическое давление на поверхности пластины (для этого были выполнены отверстия отбора давления в нескольких точках). Затем сравнивались значения w/w_0 , определенные по уравнению постоянства расхода и по уравнению Бернулли. Расхождение не превышало $\pm 2\%$. Затем с помощью программы «Origin» для каждого из профилей находились функции $w/w_0 = f(x)$ в форме полиномов второго порядка, после чего определялись продольные градиенты скорости основного потока, необходимые для расчета параметра ускорения.

Для измерения эффективности пленочного охлаждения по ширине пластины был выбран представительный интервал, равный одному поперечному шагу между отверстиями второго ряда в центральной зоне канала, который содержал несколько измерительных точек по ширине. Среднее по ширине значение эффективности пленочного охлаждения на одном поперечном шаге определялось методом трапеций по уравнению:

$$\bar{\eta} = \frac{1}{2n} \sum_{i=1}^4 (\eta_i + \eta_{i+1}), \quad (1)$$

где n – число измерительных точек.

Профиль скорости в пограничном слое определялся с помощью микрозонда (трубки полного напора с прямоугольным приемным отверстием), который перемещался микрометрическим винтом. Толщина пограничного слоя перед отверстиями первого ряда составляет 3,6...3,9 мм, а формпараметр H около 1,4, т.е пограничный слой близок к турбулентному. Отношение толщины пограничного слоя к диаметру отверстия вдува δ/d равнялся 1,1...1,2.

Основные параметры экспериментов были следующими: скорость основного потока 35...38 м/с, температура основного потока изменялась от 23,5 до 26 °С, температура вдуваемого воздуха – от 64 до 79 °С. В этом случае отношение плотностей вдуваемого и основного потока составляло 0,85...0,88, параметр вдува m изменялся от 0,5 до 2,0, а число Рейнольдса Re_d по эквивалентному диаметру канала рабочего участка и скорости основного потока на входе составляло около $1,35 \cdot 10^5$.

Результаты экспериментов и их обсуждение. В работе [5] конфигурация отверстий в сферических углублениях сравнивается со стандартными наклонными цилиндрическими отверстиями с таким же шагом $t = 5d$ и углом $\alpha = 30^\circ$. Конфигурация отверстий в сферических углублениях обеспечивает наиболее высокую эффективность пленочного охлаждения при всех исследованных значениях параметра вдува. С увеличением параметра вдува, в отличие от стандартной конфигурации цилиндрических наклонных отверстий, эффективность охлаждения постепенно увеличивается и при $m = 2.0$ почти в два раза выше, чем для двухрядной схемы стандартных отверстий.

В работе [7] конфигурация парных отверстий сравнивается со стандартными цилиндрическими отверстиями с аналогичным шагом $t = 4d$ и углом $\alpha = 30^\circ$. При $m = 0.50$ и $m = 1.0$ схема парных отверстий демонстрирует более высокую эффективность охлаждения по сравнению с традиционной схемой. Однако при более высоких значениях параметра вдува ($m = 1.5$) экспериментальные данные для обеих конфигураций практически соответствуют друг другу.

На рис. 3 представлено продольное распределение средней по ширине эффективности пленочного охлаждения за отверстиями в сферических углублениях (рис. 1а) и за системой парных отверстий со сложными углами подачи охладителя (рис. 1б). При $m = 0.50$ в пределах погрешности измерений они соответствуют друг другу. Однако при $m = 1.0, 1.5$ и 2.0 результаты для схемы с отверстиями в сферических углублениях превышают данные для схемы парных отверстий и эта разница постепенно увеличивается.

На рис. 4. показано влияние внешней турбулентности на среднюю по поверхности эффективность пленочного охлаждения. Средняя по ширине адиабатная эффективность снижается с увеличением параметра вдува. При малых ($m = 0.50$) и умеренных ($m = 1.0$) параметрах вдува имеет место незначительный прирост эффективности, возникающий вследствие улучшения поперечного распределения охладителя по поверхности пластины. В целом внешняя турбулентность имеет слабое влияние на эффективность пленочного охлаждения, которое составляет не более 4% для парных отверстий и 8% для отверстий в сферических углублениях.

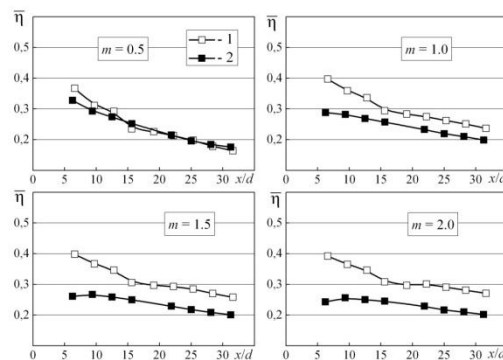


Рис. 3. Продольное распределение осредненной по ширине пластины эффективности пленочного охлаждения: 1 – за двумя рядами отверстий в сферических углублениях (рис. 1а); 2 – за системой парных отверстий (рис. 1б).

Влияние ускорения внешнего потока (продольного градиента давления) исследовано в условиях низкотурбулентного потока на входе в канал ($Tu \approx 1\%$) с использованием двух сменных профилей (рис. 2). На рис. 5. представлено влияние ускорения внешнего потока на среднюю эффективность пленочного охлаждения по длине пластины. Для каждой конфигурации наблюдается индивидуальный характер изменения эффективности. Для отверстий в сферических углублениях при всех параметрах вдува наблюдается примерно одинаковое по величине снижение эффективности по всей длине пластины. При $m = 0.50$ эффективность снижается на 10-20%, однако с увеличением параметра вдува влияние ускорения снижается и не превышает 10%. Для парных отверстий при всех параметрах вдува наблюдается

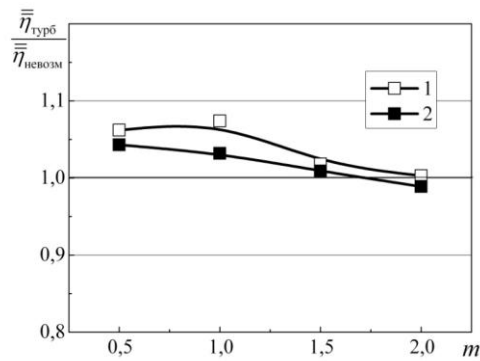


Рис. 4. Влияние внешней турбулентности на среднюю по поверхности эффективность пленочного охлаждения 1 – за двумя рядами отверстий в сферических углублениях (рис. 1а); 2 – за системой парных отверстий (рис. 1б).

при $m = 0.50$ эффективность снижается на 10-20%, однако с увеличением параметра вдува влияние ускорения снижается и не превышает 10%. Для парных отверстий при всех параметрах вдува наблюдается

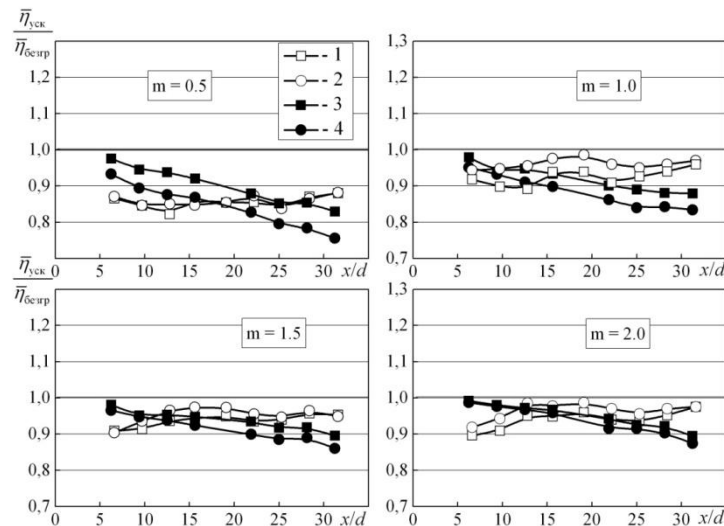


Рис. 5 Влияние ускорения внешнего потока на среднюю эффективность пленочного охлаждения: 1 – отверстия в сферических углублениях профиль №1, 2 – отверстия в сферических углублениях профиль №2, 3 – парные отверстия профиль №1, 4 – парные отверстия профиль №2

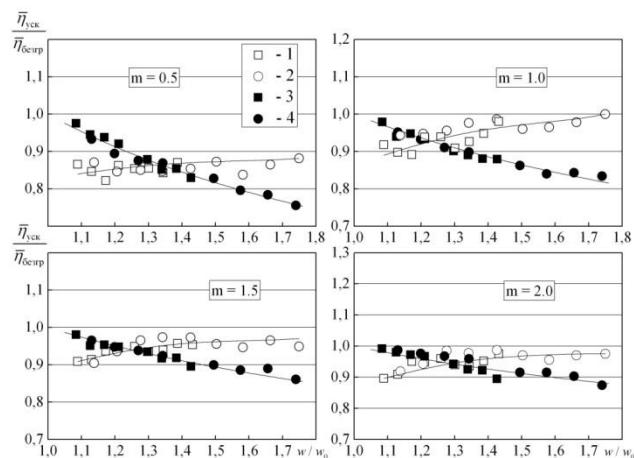


Рис. 6 Эффективность пленочного охлаждения от приведенной скорости: 1 – отверстия в сферических углублениях профиль №1, 2 – отверстия в сферических углублениях профиль №2, 3 – парные отверстия профиль №1, 4 – парные отверстия профиль №2 примерно линейная зависимость влияния ускорения.

В случае $m = 0.50$ наблюдается более заметное снижение эффективности, причем при $x/d = 32$ при установленном профиле №2 оно достигает максимального значения — 25%.

Опытные данные (рис.6) представлены в виде зависимости средней по поверхности эффективности пленочного охлаждения от приведенной скорости основного потока w/w_0 , которая характеризует отношение внешней скорости воздушного потока в текущем сечении рабочего участка к скорости на входе. При такой обработке полученные зависимости носят достаточно универсальный характер.

Для отверстий в сферических углублениях влияние ускорения потока постоянно и характеризуется поправочным коэффициентом, равным 0,85 при $m = 0.50$ и 0,95 при $m \geq 1.0$. Для парных отверстий влияние ускорения является функцией относительной скорости потока. Обработка опытных данных позволила получить уравнение:

$$\bar{\eta} = \bar{\eta}_0 \left(\frac{w}{w_0} \right)^{-n}$$

Показатель степени n в этом уравнении является функцией параметра вдува и определяется выражением $n = 0.15 + 0.57 \exp(-m)$.

Выводы

Исследована эффективность пленочного охлаждения при внешней турбулентности и ускорении внешнего потока для наклонных цилиндрических отверстий в сферических углублениях и парных наклонных цилиндрических отверстий со сложными углами подачи охладителя.

Внешняя турбулентность оказывает слабое влияние на эффективность пленочного охлаждения, которое составляет до 4% для парных отверстий и не более 8% для отверстий в сферических углублениях.

Ускорение потока в диапазоне изменения параметра градиента давления K от $0,5 \cdot 10^6$ до $3,5 \cdot 10^6$ для обеих конфигураций снижает эффективность пленочного охлаждения. Для учета влияния ускорения потока при расчете эффективности пленочного охлаждения за отверстиями в сферических углублениях предложено использовать поправочный коэффициент, а для парных отверстий предложена степенная зависимость.

Список литературы

1. Kusterer K., Elyas A., Bohn D. et al Film cooling effectiveness comparison between shaped- and double jet film cooling holes in a row arrangement // ASME Paper GT2010-22604. — 13 p.
2. Colban W.F., Thole K.A. and Bogard D. A film-cooling correlation for shaped holes on a flat-plate surface // Trans. Of the ASME. Journ. of Turbomachinery. — 2011, Vol. 133. — 011002-1. — 11002-11.
3. Davidson F.D., Kistenmacher D. and Bogard D. Film cooling with a thermal barrier coating: round holes, craters and trenches // ASME Paper GT2012-70029. — 12 p.
4. Effect of trench width and depth on film cooling from cylindrical holes embedded in trenches / Lu Y., Dhungel A., Ekkad V., Bunker R.S. // ASME Paper GT-2007- 27388. — 11p.
5. Халатов А.А., Борисов И.И., Коваленко А.С., Дашевский Ю.Я., Шевцов С.В. Эффективность пленочного охлаждения плоской поверхности системой наклонных отверстий, расположенных в сферических углублениях // Пром. теплотехника, — 2012. — Т.34. — №3. — С. 5-12.
6. Дыбан Е.П., Эпик Э.Я. Теплообмен и гидродинамика турбулизированных потоков. Киев: Наук. Думка, 1985. 294 с
7. Халатов А.А., Борисов И.И., Коваленко А.С., Дашевский Ю.Я., Панченко Н.А., Шевцов С.В., Эффективность двухструйного пленочного охлаждения плоской поверхности // Пром. теплотехника, — 2014. — Т.36. — №1. — С. 20-26.