

УДК 536.24:532.517.4

## ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ И РАСЧЕТНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛООВОГО И НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ ПЕРФОРИРОВАННОЙ СТЕНКИ ЖАРОВОЙ ТРУБЫ С РАЗЛИЧНЫМ НАКЛОНОМ ОТВЕРСТИЙ И ШАГОМ МЕЖДУ НИМИ

© 2002 А. Д. Рекин, В. В. Жестовский, В. П. Лукаш, С. А. Стряпунин

Центральный институт авиационного моторостроения им. П. И. Баранова, г. Москва

Выполнено экспериментальное исследование теплообмена на перфорированной пластине с нормальными и наклонными отверстиями, обтекаемой турбулентным потоком нагретого газа, с применением тепловизионной техники. На основе результатов экспериментов получены критериальные зависимости для расчета теплообмена между стенкой и газовым потоком, а также между стенкой и охлаждающим воздухом, в том числе в отверстиях стенки.

Выполнены трехмерные расчеты теплового и напряженного состояний перфорированных стенок с наклонными отверстиями в двухстенной конструкции жаровой трубы для теплонапряженного взлетного режима.

### Введение

В системах охлаждения стенок жаровых труб высокотемпературных камер сгорания газотурбинных двигателей и установок (с целью повышения их ресурса) в мировой практике стали широко применяться перфорированные стенки с нормальными и наклонными отверстиями [1÷3]. Для перфорационного охлаждения характерно следующее:

1) снижается теплоотдача от газового потока к стенке в результате вдувания холодного воздуха в пристеночный пограничный слой;

2) часть тепла снимается в частых отверстиях стенки;

3) интенсифицируется конвективный теплоъем от стенки со стороны охлаждающего воздуха в результате отсоса пограничного слоя, а в случае применения двойной перфорированной стенки значительно интенсифицируется конвективный теплоъем от стенки в результате душирования ее частыми струями охладителя, выходящими из “холодной” стенки.

При неограниченном увеличении числа отверстий на единице площади стенки этот способ охлаждения приближается к пористому охлаждению, называемому идеальным. Однако размер отверстий ограничивается опасностью засорения отверстий малого диаметра пылью, сажей или собственным окислением металлической стенки при высокой ее температуре. Например, в зарубежной

практике для жаровых труб применение отверстий с диаметром менее 0,5 мм не рекомендуется. В отечественном авиадвигателестроении на перфорированных участках стенок основных и форсажных камер применяются отверстия диаметром от 0,7 мм до 2 мм.

Известно, что механические напряжения для жаровых труб на порядок меньше температурных напряжений. Выравнивания средней температуры по поверхности можно достичь путем подбора диаметров и частоты отверстий. Однако местные снижения температуры в окрестности отверстий вызывают местные концентрации напряжений, которые будут определять ресурс жаровой трубы в целом (до момента появления трещин в окрестности отверстий).

В данной работе рассматривались двойные перфорированные стенки: “холодная” стенка с нормальными отверстиями, “горячая” стенка с нормальными и наклонными отверстиями. Для численного определения нестационарных трехмерных распределений температур и напряжений в перфорированных стенках в качестве граничных условий необходимо задать распределения коэффициентов конвективной теплоотдачи на стенке с “горячей” стороны, обращенной к газовому потоку, и с “холодной” стороны, обращенной к охладителю, а также внутри отверстий, через которые охладитель из канала охлаждения поступает в жаровую трубу. В данной работе коэффициенты теплоотдачи определя-

лись из экспериментов, проводимых при атмосферном давлении на тонкостенных моделях. Размеры моделей и отверстий были увеличены на порядок по сравнению с натурными размерами с тем, чтобы воспроизвести числа Рейнольдса, характерные для натурной камеры сгорания при большом давлении. Затем выполнены трехмерные расчеты теплового и напряженного состояний перфорированных сегментов с наклонными отверстиями в двухстенной конструкции жаровой трубы для теплонапряженного взлетного режима.

Данная работа является продолжением работ [4, 5].

### 1. Экспериментальное определение коэффициентов теплоотдачи от поверхностей перфорированной стенки и внутри отверстий

#### 1.1. Теплообмен на “горячей” стороне стенки

Для исследования теплообмена на “горячей” стенке со стороны газового потока (при выдуве охладителя) использовалась модель адиабатической стенки (рис. 1).

Экспериментальная модель для исследования коэффициентов теплоотдачи с горячей стороны стенки представляла собой полую перфорированную пластину  $120 \times 180 \text{ мм}^2$ , изготовленную из нержавеющей стали 12Х18Н10Т толщиной 1 мм. Расстояние между пластинами было равным 4 мм, и неподвижный воздух между ними являлся хорошим тепловым изолятором. Частота патруб-

ков в поллой пластине, имитирующих отверстия и расположенных в шахматном порядке ( $4 \times 3 \text{ см}$ ), составляла  $1,7 \times 10^3 \text{ 1/м}^2$ . Внутренний диаметр патрубков в проведенных опытах был постоянным и равным 6 мм. Для равномерного распространения охлаждающего воздуха по исследуемой модели снизу была установлена распределительная пластина с диаметром отверстий 0,85 мм, частота их составляла  $4 \times 10^4 \text{ 1/м}^2$ . Расстояние между распределительной и исследуемой перфорированной пластиной равнялось 10 мм.

Эксперименты проводились при стационарном течении как основного воздушного потока, обтекающего стенку ( $U_2 = 60 \dots 70 \text{ м/с}$ ,  $T_2 = 290 \dots 295 \text{ К}$ ), так и охлаждающего воздуха ( $T_x = T_2$ ). В экспериментах варьировались скорости вдува охладителя через отверстия. Для устранения отрывов основного потока перед моделью был установлен специальный обтекатель. По данным измерений полей скорости и температуры над поверхностью исследуемых пластин с помощью комбинированного насадка оказалось, что толщина пограничного слоя перед первым рядом отверстий составляла 1 мм.

Исследуемая стенка сначала нагревалась с помощью излучателя (состоящего из набора кварцевых ламп) до температуры  $100 \dots 140 \text{ }^\circ\text{C}$ . Затем поток излучения, равный в проводимых экспериментах  $q_r = 21 \text{ кВт/м}^2$ , перекрывался, и в процессе остывания стенки регистрировались распределения температуры по ее поверхности с помощью тепловизора с интервалом в 1 секунду. Поверхность

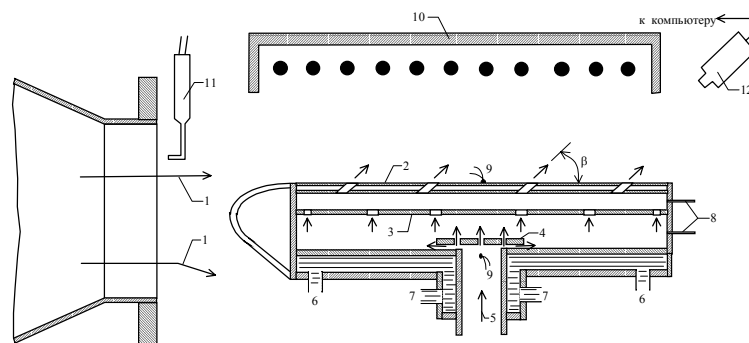


Рис. 1. Схема экспериментального стенда: 1 - основной поток воздуха; 2 - исследуемая перфорированная панель с наклонными отверстиями; 3 - распределительная пластина; 4 - отбойник; 5 - охлаждающий воздух; 6 - подвод воды; 7 - отвод воды; 8 - отборы статического давления; 9 - термопары; 10 - излучатель; 11 - комбинированный насадок для измерения параметров основного потока воздуха; 12 - приемная камера тепловизора (стрелки означают направления движения воздуха)

исследуемых стенок покрывалась смесью сажи с лаком, что обеспечивало постоянную степень черноты поверхности (0,95) в широком диапазоне длин волн (2...14 мкм), соответствующем полосе пропускания оптики тепловизора. Кроме того, температура исследуемой пластины контролировалась с помощью одной термопары хромель-копель, спай которой закрывался стальной фольгой толщиной 0,1 мм.

Для демонстрации технологии обработки экспериментальных данных в статье приводятся только результаты, полученные для пластины с наклонными отверстиями (угол наклона отверстий к поверхности пластины  $\beta = 30^\circ$ ). На рис. 2 приведены тепловизионные изображения такой пластины в процессе ее остывания с интервалом в 1 секунду. В качестве параметра, характеризующего интенсивность вдува охладителя, используется относительная средняя массовая скорость охладителя по поверхности пластины

$$\overline{\rho \cdot v_w} = \frac{G_x / F_x}{\rho \cdot U_2}, \text{ где } G_x - \text{расход охладителя;}$$

$F_x$  - охлаждаемая площадь исследуемой перфорированной пластины;  $(\rho \cdot U_2)$  - измеряемая массовая скорость сносящего потока горячего воздуха.

Обработка тепловизионных изображений и последующий расчет коэффициентов теплоотдачи (с использованием метода “тон-

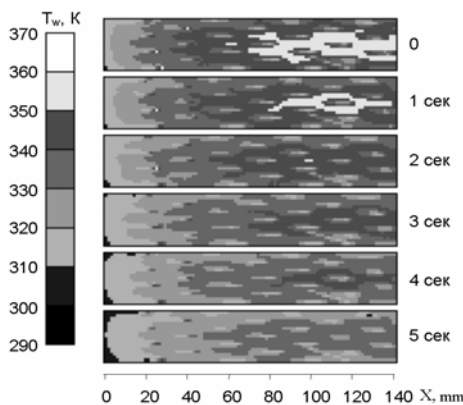


Рис. 2. Тепловизионные изображения перфорированной пластины в разные моменты времени в процессе остывания:  $T_2 = T_x = 292 \text{ K}$ ,

$$q_r = 21 \text{ кВт/м}^2, (\rho \cdot U_2) = 68,5 \text{ кг/м}^2\text{с},$$

$$\overline{\rho \cdot v_w} = 0,0125$$

кой стенки”, т. е. при условии отсутствия влияния боковой теплопроводности на температуру исследуемой “точки”) проводились на персональном компьютере по специально разработанной программе. В каждой точке тепловизионного изображения исследуемой пластины вычислялся коэффициент теплоотдачи  $\alpha_k$  согласно формуле

$$\alpha_k = \frac{\rho \cdot c \cdot \delta \cdot (dT_w / d\tau)}{T_w - T_2} - \alpha_c - \alpha_r, \quad (1)$$

где  $\rho$ ,  $c$  и  $\delta$  - плотность, теплоемкость и толщина “горячей” стенки;  $\alpha_c$  и  $\alpha_r$  - коэффициенты теплоотдачи, соответствующие потерям тепла от пластины в результате свободной конвекции и излучения. Оценки показали, что величины  $\alpha_c$  и  $\alpha_r$  по сравнению с  $\alpha_k$  составляли менее 10 %.

На рис. 3 представлены осредненные по нескольким образующим распределения коэффициентов теплоотдачи по длине пластины при разных интенсивностях вдува охлаждающего воздуха. Анализируя полученные результаты, можно отметить слабое изменение коэффициента теплоотдачи по длине пластины. При отсутствии вдува охладителя экспериментальные значения коэффициентов теплоотдачи хорошо совпадают со стандартными расчетными значениями (штриховая линия). Последнее обстоятельство характеризует хорошую точность определения коэффициентов теплоотдачи с помощью тепловизора. Как видно на рис. 3, при увеличении интенсивности вдувания коэффициент теплоотдачи растет. Рост теплоотдачи можно приблизительно оценить зависимостью

$$\alpha_k = \alpha_0 \cdot (1 + 0,05 \cdot B_0), \quad (2)$$

где  $\alpha_0$  - коэффициент теплоотдачи при отсутствии вдувания;  $B_0$  - общепринятый параметр

$$\text{вдувания, определяемый как } B_0 = \frac{\rho \cdot v_w \cdot c_p}{\alpha_0}.$$

Отметим, что для пластины с нормальными отверстиями экспериментально определенные коэффициенты теплоотдачи аппроксимируются также зависимостью (2).

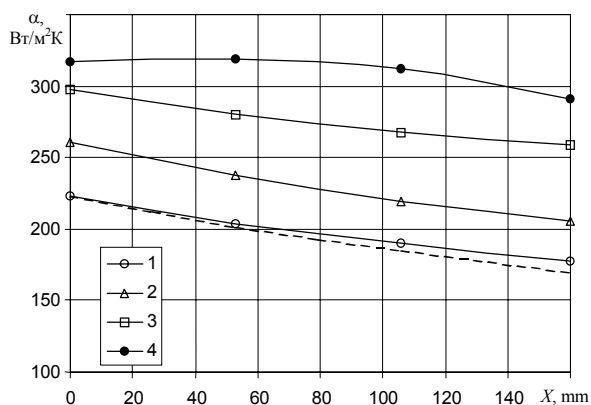


Рис. 3. Распределения коэффициентов теплоотдачи вдоль пластины при различной интенсивности вдува охлаждающего воздуха:  $T_2 = T_x = 292 \text{ K}$ ,  $(\rho \cdot U_2) = 68,5 \text{ кг/м}^2\text{с}$ ; 1 -  $\overline{\rho \cdot v_w} = 0$ , 2 - 0,0125, 3 - 0,025, 4 - 0,0306 (штриховая линия соответствует стандартному расчету для непроницаемой пластины)

Для определения адиабатической температуры исследуемых стенок, необходимой для расчета конвективного теплового потока к стенке, сносящий открытый воздушный поток нагревался в электроподогревателе омического сопротивления ( $T_2 = 440 - 450 \text{ K}$ ,  $U_2 = 60 - 70 \text{ м/с}$ ). Параметры сносящего (основного) потока воздуха определялись с помощью комбинированного насадка. Тепловизионные поля обрабатывались по нескольким продольным образующим. Огибающая линия, проведенная по верхним краям всех кривых, принималась за адиабатическую температуру перфорированной пластины. Результаты определения адиабатической температуры стенки с наклонными отверстиями для различных интенсивностей вдува приведены на рис. 4. Здесь безразмерная температура

стенки представлена в виде  $\theta_f = \frac{T_w - T_x}{T_2 - T_x}$ .

Как видно на рис. 4, в начале пластины (до первого ряда отверстий) температура пластины близка к температуре нагретого потока воздуха. Ниже по потоку происходит уменьшение температуры, но темп уменьшения немонотонен с ростом интенсивности вдувания. Необычным явлением для полученных данных является то, что температура на основной части пластины сначала уменьша-

ется с увеличением вдува (до  $\overline{\rho \cdot v_w} = 0,0275$ ), а затем снова увеличивается с увеличением вдува. Причиной последнего процесса является отрыв струек охладителя от стенки, так как вдув с массовой скоростью  $\overline{\rho \cdot v_w} = 0,036$  соответствует тому случаю, когда скоростной напор струек охладителя стал больше скоростного напора основного потока. Таким образом, систему выходных наклонных отверстий необходимо проектировать так, чтобы скоростной напор в отверстиях был меньше скоростного напора сносящего потока. Обработка величин для основной части пластины (после третьего ряда отверстий) при  $\overline{\rho \cdot v_w} \approx 0,01-0,05$  (характерном для камер сгорания) дает следующую зависимость:

$$\theta_f = \frac{1}{1 + 0,5 \cdot B_0 \cdot \exp(-0,12 \cdot B_0)} \quad (3)$$

Для стенки с нормальными отверстиями ее адиабатическая температура монотонно уменьшалась с увеличением вдува. Экспериментальные данные в исследуемом диапазоне  $\overline{\rho \cdot v_w}$  аппроксимируются следующей зависимостью:

$$\theta_f = \frac{1}{1 + \frac{0,5 \cdot B_0}{1 + 0,35 \cdot B_0}} \quad (4)$$

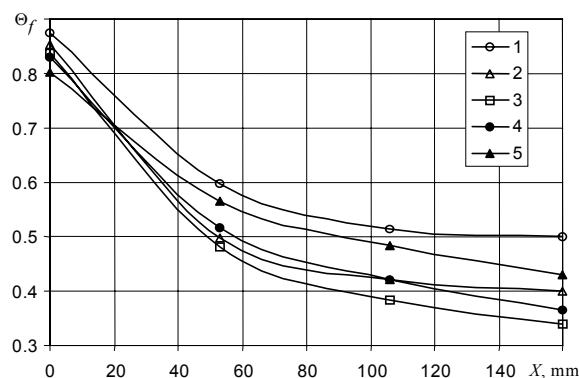


Рис. 4. Распределения относительной адиабатической температуры вдоль перфорированной пластины при различной интенсивности вдува охлаждающего воздуха:

$T_2 = 440 \text{ K}$ ,  $T_x = 292 \text{ K}$ ,  $(\rho \cdot U_2) = 62,7 \text{ кг/м}^2\text{с}$ ;  
1 -  $\overline{\rho \cdot v_w} = 0,0084$ , 2 - 0,0157, 3 - 0,0275,  
4 - 0,036, 5 - 0,0475

### 1.2. Теплообмен с холодной стороны стенки при ее душировании охладителем и в отверстиях

Для экспериментального определения коэффициентов теплоотдачи с холодной стороны “горячей” стенки при ее душировании охладителем и внутри наклонных отверстий была изготовлена двухстенная модель с тонкими стенками толщиной  $\delta = 0,5$  мм (рис. 5). В “горячей” стенке расположено 8 отверстий по периметру, а в центре – патрубок (трубка с внутренним диаметром 20 мм с различным наклоном  $\beta = 90^\circ; 45^\circ; 30^\circ$ ). В “холодной” стенке было 4 отверстия диаметром 15 мм. Через модель продувался стационарный поток нагретого до  $200^\circ\text{C}$  воздуха. Начальное более холодное состояние исследуемых стенок и патрубка достигалось путем “душирования” их струями холодного воздуха с внешней стороны (со стороны наблюдения) из специальной коробки с перфорированными стенками таких же поперечных размеров, как и исследуемые стенки (отметим, что в методе “тонкой” стенки при условии нагрева стенки в регулярном режиме начальная ее температура не играет существенной роли). После того, как душирующая коробка убиралась, в процессе нагрева стенок определялись распределения температур по их поверхности с помощью тепловизора, которые затем обрабатывались по формуле (1) с целью определения коэффициентов теплоотдачи.

В качестве примера на рис. 6 приведен один из результатов обработки полученных

данных в виде распределения коэффициентов теплоотдачи по поверхности “горячей” стенки. Видно, что наибольший коэффициент теплоотдачи локализуется напротив душирующих четырех отверстий. Оказалось, что средний по поверхности коэффициент теплоотдачи хорошо описывается эмпирическими формулами, полученными ранее в [6] на основании результатов эксперимента. Отметим, что распределения коэффициентов теплоотдачи по поверхности “горячей” стенки практически оставались неизменными при изменении угла наклона выходного патрубка.

По аналогичной схеме были проведены исследования теплообмена внутри патрубков, моделирующих теплообмен в отверстиях перфорированной стенки при течении в них охладителя. На рис. 7 приведен результат обработки тепловизионных изображений с вычислением коэффициентов теплоотдачи в наклонном патрубке. Анализ экспериментальных данных показал, что максимальный коэффициент теплоотдачи для нормального отверстия локализуется вблизи входа в отверстие на расстоянии, примерно равном радиусу отверстия (по-видимому, в месте “прилипания” потока охладителя к стенке), а для наклонных отверстий - вблизи входной острой кромки.

### 2. Расчет теплового и напряженного состояний перфорированных стенок

Полученные эмпирические зависимости распределения коэффициентов теплоотда-

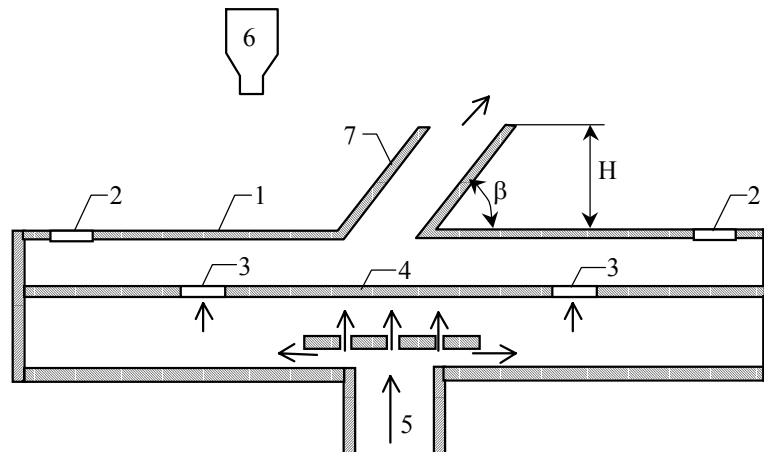


Рис. 5. Модель для определения теплоотдачи от “горячей” стенки к охладителю: 1 - “горячая” стенка; 2 - выход охладителя; 3 - четыре душирующие отверстия; 4 - “холодная” стенка; 5 - вход охладителя; 6 - тепловизор; 7 - наклонные патрубки

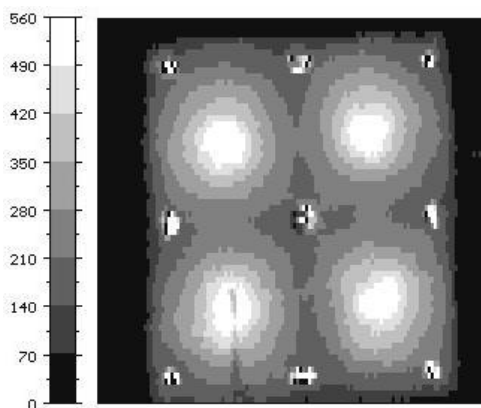


Рис. 6. Поле коэффициентов теплоотдачи ( $Вт/м^2 \cdot К$ ) по поверхности “горячей” стенки при наклоне патрубка  $\beta = 45^\circ$

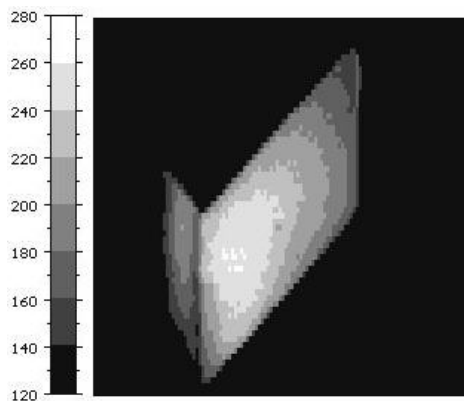


Рис. 7. Поле коэффициентов теплоотдачи ( $Вт/м^2 \cdot К$ ) внутри отверстия ( $\beta = 45^\circ$ )

чи по всем поверхностям перфорированных пластин использовались для проведения трехмерных теплового и прочностного расчетов перфорированных стенок камеры сгорания.

В качестве примера приводится расчет для фрагмента перфорированной стенки кольцевой камеры сгорания с наклонными отверстиями. Для расчета заданы следующие геометрические размеры: диаметр наружной обечайки жаровой трубы 700 мм, толщина “горячей” стенки  $h = 1$  мм, шаг между отверстиями в окружном и в осевом направлениях  $t = 3,5$  мм, диаметр отверстий  $d = 0,8$  мм и угол наклона отверстий  $\beta = 30^\circ$ . В “холодной” стенке были нормальные отверстия диаметром 0,6 мм и с тем же шагом  $t = 3,5$  мм.

Расчет проводился для стационарного теплонапряженного режима с параметрами  $P_k^* = 3$  МПа,  $T_k^* = 850$  К,  $T_2 = 2\ 200$  К. Для расчета был выбран только участок “горячей” стенки с условиями симметрии на его границах. В качестве материала “горячей” стенки выбран сплав ВЖ98. Одна из плоскостей, ограничивающих сегмент в окружном направлении, была проведена через центры одного ряда отверстий, другая – посередине между соседним рядом отверстий. На этих плоскостях запрещались окружные перемещения. В осевом направлении сегмент был ограничен двумя перпендикулярными оси двигателя плоскостями, между которыми укладывается пять отверстий (их количество было обусловлено мощностью имеющегося в наличии компьютера). Ограничение фраг-

мента этими плоскостями в осевом направлении нарушает периодичность конструкции и, соответственно, теплового и напряженного состояния, но позволяет поставить кинематические граничные условия, отражающие характер деформирования длинной цилиндрической оболочки (а именно, угол поворота этих сечений равен нулю). Предполагалось, что это искажение периодичности меньше всего повлияет на тепловое и напряженное состояние в зоне центрального отверстия из пяти выбранных. Результаты расчетов приводятся только для этого центрального отверстия.

Для построения объемной конечноэлементной модели фрагмента использовались 8-узловые призматические элементы с билинейными функциями формы. Суммарное количество элементов составило 28 944, узлов - 34210. При построении сетки число и размеры элементов выбирались из условия достижения как можно большей точности решения в зонах максимальной концентрации напряжений.

Результаты теплового расчета приведены в виде распределения температур на рис. 8. Как видно, максимальное значение температуры  $T = 975$  °С реализуется на “горячей” стороне на линии, проходящей посередине между соседними рядами отверстий. Минимальное значение температуры  $T = 855$  °С соответствует острой кромке отверстия с “холодной” стороны стенки жаровой трубы.

Результаты упругопластического расчета представлены на рис. 9 в виде распределения окружных напряжений. Как следует из

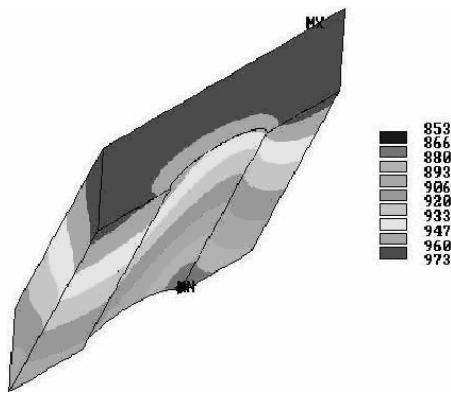


Рис. 8. Распределение температур (°С).  
Вид с "горячей" стороны

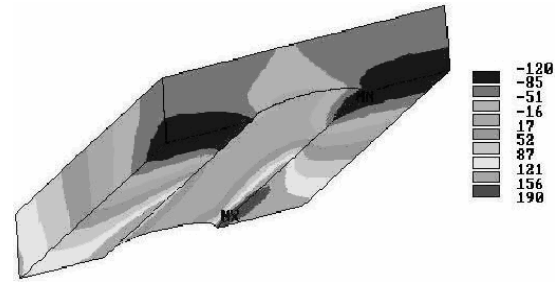


Рис. 9. Распределение окружающих напряжений (МПа). Уругопластический расчет

анализа (рис. 8 и рис. 9), коэффициент запаса статической прочности в расчетных условиях оказался небольшим. При использовании перспективных более жаростойких сплавов ВЖ145 или ВЖ155 коэффициенты запаса значительно увеличатся.

#### Список литературы

1. Мейерс Д. и др. Сравнительное исследование перспективных методов охлаждения с использованием цветной тепловизионной системы // НЗНТ. Сер. Авиационное моторостроение, № 11, 1986.
2. Лефевр А. Процессы в камерах сгорания ГТД. М.: Мир, 1986.
3. Жестков Б. А. Основы теории и расчет теплового состояния стенок камер сгорания реактивных двигателей. Уфа: УАИ, 1980.
4. Рекин А. Д., Лукаш В. П., Стряпунин С. А. Экспериментальное исследование теплообмена на перфорированной стенке с наклонными отверстиями, обтекаемой тур-

булентным потоком газа // Теплообмен ММФ - 2000. Труды. Минск: АНК «ИТМО им. А. В. Лыкова» НАНБ, 2000. Т. 1, С. 282-286.

5. Рекин А. Д., Лукаш В. П., Стряпунин С. А. Экспериментальное исследование теплообмена на всех поверхностях перфорированной пластины с наклонными отверстиями, обтекаемой с одной стороны турбулентным потоком нагретого газа // Физические основы экспериментального и математического моделирования процессов газодинамики и теплообмена в энергетических установках: Труды XIII Школы-семинара молодых ученых и специалистов под руководством академика РАН А. И. Леонтьева. Том 1. М.: Издательство МЭИ, 2001. - С. 116-119.

6. Флорскутц Я. В., Трумэн С. Р., Метцгер Д. Е. Характеристики течения и теплообмена при натекании пучка струй на поверхность с поперечным течением. Теплопередача, т. 103, № 2, 1982.

### EXPERIMENTAL AND COMPUTATIONAL RESEARCH OF THERMAL AND STRESSED STATE ON A LINER PERFORATED WALL WITH VARIOUS INJECTION ANGLE AND HOLE SPACING

© 2002 A. D. Rekin, V. V. Zhestovsky, V. P. Lukash, S. A. Stryapunin

Central Institute of Aircraft Engine Construction named after P. I. Baranov, Moscow

Experimental research of heat exchange on a perforated wall with standard and inclined holes, around which a turbulent flow of heated gas is flowing, has been carried out, using thermovision equipment. The results of the experiments made it possible to deduce the formulas for calculating heat exchange between the wall and the gas flow, as well as that between the wall and the cooling air, including the holes in the wall.

Three – dimensional calculations of thermal and stressed states of perforated walls with inclined holes in a two-wall liner have been made for take-off regime.