

В.Н. Майвеев  
Н.Ф. Мусаткин  
А.А. Нечитаило

## ОБОБЩЕНИЕ ГАЗОДИНАМИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК СОПЛОВЫХ АППАРАТОВ ЦЕНТРОСТРЕМИТЕЛЬНЫХ МИКРОТУРБИН

Выполнено обобщение результатов экспериментального определения газодинамических характеристик сопловых решеток центростремительных микротурбин в виде регрессионных моделей. Предложены рекомендации по выбору ряда геометрических параметров сопловых аппаратов.

В настоящее время в лаборатории микроэнергетики Самарского государственного аэрокосмического университета накоплен обширный экспериментальный материал по газодинамическим характеристикам сопловых аппаратов (СА) центростремительных микротурбин (ЦМТ).

Часть результатов исследований СА приведена в работах [1] и [2]. Статическим продувкам в диапазоне приведенной скорости потока на выходе из СА  $\lambda_{18} = 1,1 \dots 1,9$  подвергались сопловые решетки, составленные из прямолинейных лопаток [3]. Плотность решеток [4] была равна  $(b/H_1)_{CA} = 1,92$ , относительная толщина выходных кромок сопловых лопаток  $\bar{\delta}_{кр} = (\delta_{кр}/a_r)_{CA} = 0,28$ , отношение высоты лопатки  $h_{CA}$  к горлу  $a_r$  межлопаточного канала СА  $(h/a_r)_{CA}$  изменялось в диапазоне  $0,67 \dots 1,33$ . Значения эффективного угла  $\alpha_{13р}$  и относительной величины горла межлопаточных каналов  $\bar{a}_r = a_r/a_{ГМН}$  ( $a_{ГМН} = 1,4$  мм - значение, рекомендованное нормалью машиностроения МН 4698-63) приведены на рис.1.

Следует отметить, что дополнительными исследованиями было уста-

новлено отсутствие влияния на эффективность рабочего процесса СА ЦСМТ густоты решетки в диапазоне  $(b/t_1)_{CA} = 1,0 \dots 2,4$  [4], относительной толщины выходных кромок лопатки СА  $\bar{\delta}_{кр} = 0,08 \dots 0,32$  [5] и параметра  $(h/a_r)_{CA}$  в интервале  $0,6 \dots 2,0$  [6].

На рис. 1 исследованная область  $\alpha_{1зр} - \bar{a}_r$  ограничена пятью линиями. Линия AC соответствует минимальным значениям эффективного угла с конструктивной точки зрения  $\alpha_{1зр min}^k$  при различных  $\bar{a}_r$ . Линия AB является ограничением по возможности изготовления СА с наименьшим значением  $\bar{a}_r$ . По технологическим причинам довольно сложно выполнить межлопаточные каналы с  $a_r \leq 1$  мм ( $\bar{a}_r \leq 0,7$ ) [7].

В СА ЦСМТ при увеличении  $\alpha_{1зр}$  и сохранении величин  $a_r$  и угла сужения межлопаточных каналов наблюдается уменьшение толщины входной кромки лопатки. Возможна ситуация, когда ее толщина становится сначала равна, а потом меньше толщины выходной кромки. Дальнейшее увеличение  $\alpha_{1зр}$  может привести к полной подрезке входной кромки лопатки. Линия BC соответствует ситуации, когда радиус входной равен радиусу выходной кромки лопатки. Линия CD представляет собой границу наибольших исследованных значений  $\alpha_{1зр} = 25^\circ$ . Все известные рекомендации по выбору угла потока  $\alpha_1$  на выходе из СА и углу  $\alpha_{1зр}$  относятся к области  $\alpha_{1зр} < 25^\circ$ .

И, наконец, линия DE ограничивает исследованную область  $\alpha_{1зр} - \bar{a}_r$  по наибольшему значению горла межлопаточных каналов. Дело в том, что увеличение  $a_r$  при постоянных значениях  $\alpha_{1зр}$  и  $(b/t_1)_{CA}$  приводит к росту диаметральных размеров и массы СА. Линия DE соответствует увеличению диаметральных габаритов СА по сравнению с СА линии AB в  $1,4 \dots 1,6$  раза.

Экспериментальные исследования описанных СА проводились на установках для статических продувок элементов микротурбин, аналогичных описанной в работе [7]. Эта установка позволяет определять коэффициент скорости СА  $\varphi$  и угол потока на выходе из СА  $\alpha_1$  с погреш-

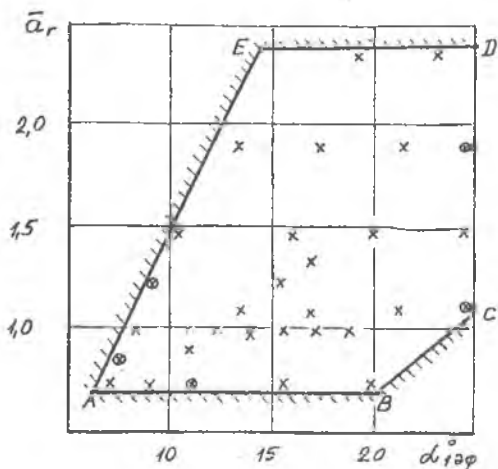


Рис. 1 Геометрические параметры сопловых аппаратов, исследованных:  
 x - в работах [1] и [2]; o - дополнительно

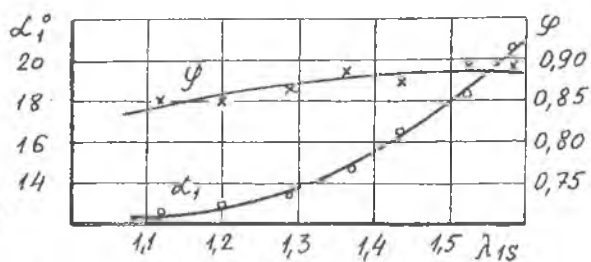


Рис. 2 Газодинамические характеристики соплового венца  
 с  $\alpha_{13p} = 8,3^\circ$  и  $\bar{a}_r = 1$

ностями не более соответственно 2,2% и 3,3% при доверительной вероятности 99%.

Типовые газодинамические характеристики СА представлены на рис. 2 в виде зависимостей  $\varphi = f(\lambda_{1g})$  и  $\alpha_1 = f(\lambda_{1g})$ .

Эффективное использование аналогичных экспериментальных характеристик при проектировании ЦСМТ требует представления их в форме, удобной для использования ЭЭВМ, т.е. описания экспериментальных данных с помощью математических выражений.

Поставленная задача решалась методами регрессионного анализа. Однако по представленным в работах [1], [2] и имевшимся экспериментальным данным не удалось получить удовлетворительные регрессионные модели для коэффициента скорости  $\varphi$  и угла отклонения потока в косом срезе сопловой решетки  $\delta\alpha_1 = \alpha_1 - \alpha_{1exp}$ . Расчетные значения  $F$ -критерия, с помощью которых модели проверялись на адекватность оказались равны соответственно 1,42 и 1,56. В принципе эти значения приблизительно в два раза меньше табличного, что свидетельствует об адекватности полученных моделей. Однако для того, чтобы регрессионную модель можно было использовать для предсказания функции отклика необходимо чтобы расчетное значение  $F$ -критерия было меньше табличного более, чем в четыре раза [8].

Для получения более точной регрессионной модели были проведены дополнительные экспериментальные исследования сопловых решеток. К сожалению, подобрать параметры СА, используя методы математического планирования эксперимента не удалось, так как на выбор значений  $\bar{a}_r$  и  $\alpha_{1exp}$  накладывает ограничение условие обеспечения целого числа лопаток СА. Поэтому значения параметров  $\bar{a}_r$  и  $\alpha_{1exp}$  дополнительных СА отличались от найденных с помощью метода математического планирования экстремальных экспериментов и соответствовали точкам на рис. 1.

Результаты дополнительных исследований в совокупности с имев-

шимися позволили получить регрессионные модели для  $\Psi$  и  $\delta\alpha_1$  в виде:

$$\begin{aligned} \Psi = & 3,965 \cdot 10^{-3} \bar{a}_r \lambda_{15}^2 + 2,561 \cdot 10^{-5} \alpha_{13\varphi}^2 \lambda_{15}^2 - 6,364 \cdot 10^{-4} \lambda_{15}^2 \bar{a}_r \alpha_{13\varphi} - \\ & - 5,651 \cdot 10^{-3} \lambda_{15}^2 \bar{a}_r + 2,951 \cdot 10^{-5} \lambda_{15}^2 \alpha_{13\varphi} - 0,1546 \lambda_{15}^2 - \\ & - 1,375 \cdot 10^{-2} \bar{a}_r^2 \lambda_{15}^2 - 8,881 \cdot 10^{-5} \alpha_{13\varphi}^2 \lambda_{15}^2 + 2,207 \cdot 10^{-3} \bar{a}_r \alpha_{13\varphi} \lambda_{15}^2 + \\ & + 1,960 \cdot 10^{-2} \bar{a}_r \lambda_{15}^2 - 1,023 \cdot 10^{-4} \alpha_{13\varphi} \lambda_{15}^2 + 0,5361 \lambda_{15}^2 - \\ & - 9,922 \cdot 10^{-3} \bar{a}_r^2 - 6,410 \cdot 10^{-5} \alpha_{13\varphi}^2 + 1,593 \cdot 10^{-3} \bar{a}_r \alpha_{13\varphi} + \\ & + 1,414 \cdot 10^{-2} \bar{a}_r - 7,386 \cdot 10^{-5} \alpha_{13\varphi} + 0,3869; \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \delta\alpha_1 = & 56,48 \lambda_{15}^2 + 7,251 \cdot 10^{-2} \alpha_{13\varphi}^2 + 1,48 \alpha_{13\varphi} \lambda_{15}^2 - \\ & - 1,489 \cdot 10^2 \lambda_{15}^2 - 3,774 \alpha_{13\varphi} + 113,5 \end{aligned}$$

Дисперсионный анализ приведенных выражений свидетельствует о "статистической значимости" этих моделей и их коэффициентов. Проверка на адекватность с помощью  $F$  - критерия показала, что расчетные  $F$  - критерии меньше значений табличных при доверительной вероятности 0,99 в 6...10 раз. Поэтому полученные модели можно считать не только адекватными, но и вполне пригодными для предсказания по ним значений  $\Psi$  и  $\delta\alpha_1$ .

На рис. 3 и 4 в координатах  $\alpha_{13\varphi} - \bar{a}_r$  представлены линии постоянных значений  $\Psi$ , полученные на основании выражения (1). Как видно, максимальное значение  $\Psi$  находится вне исследованной области  $\alpha_{13\varphi} - \bar{a}_r$ . Наибольшее увеличение  $\Psi$  наблюдается при одновременном увеличении  $\alpha_{13\varphi}$  и  $\bar{a}_r$ . Однако при сохранении постоянным одного из параметров  $\alpha_{13\varphi}$  или  $\bar{a}_r$  возможно иное изменение  $\Psi$ . Так, при  $\lambda_{15} = 1,2$  и фиксации  $\alpha_{13\varphi}$  на уровне  $\alpha_{13\varphi} = 15^\circ$  увели-

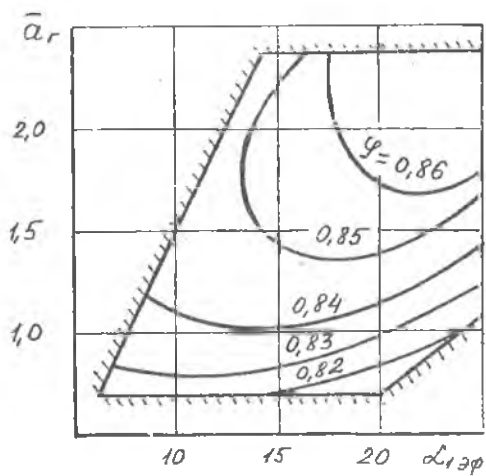


Рис. 3 Линии постоянных значений коэффициента скорости при  $\lambda_{4g} = 1.2$

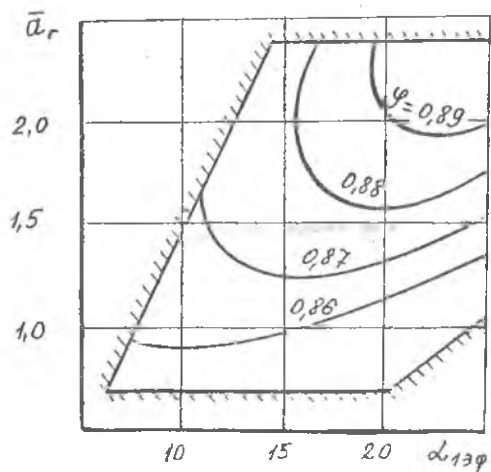


Рис. 4 Линии постоянных значений коэффициента скорости при  $\lambda_{4g} = 1.4$

чение  $\bar{a}_r$  от 0,73 до 1,6 приводит к увеличению  $\varphi$  с 0,62 до 0,85. Дальнейшее увеличение  $\bar{a}_r$  до 2,8 практически не влияет на значение  $\varphi$ . Или, например, при  $\lambda_{15} = 1,4$  увеличение  $\alpha_{13\varphi}$  от  $13^\circ$  до  $25^\circ$  вызывает при  $\bar{a}_r = 1,2$  даже не увеличения, а уменьшение  $\varphi$  от 0,870 до 0,855.

Анализ экспериментальных характеристик СА показал, что влияние  $\bar{a}_r$  на величину  $\delta\alpha_1$  практически не превышает погрешности эксперимента. Поэтому при составлении регрессионной модели (2) были учтены только параметры  $\lambda_{15}$  и  $\alpha_{13\varphi}$ . Зависимости  $\delta\alpha_1 = f(\lambda_{15})$  при фиксированных  $\alpha_{13\varphi}$ , построенные на основании выражения (2), представлены на рис. 5. Здесь же отмечены результаты экспериментальных исследований.

На основании выражений (1) и (2) была получена зависимость  $\lambda_{1u} = \varphi \lambda_{15} \cos(\alpha_{13\varphi} + \delta\alpha_1) = f(\lambda_{15}, \alpha_{13\varphi}, \bar{a}_r)$  и найдены линии постоянных значений  $\lambda_{1u}$  в исследованной области  $\alpha_{13\varphi} - \bar{a}_r$ , которые для  $\lambda_{15} = 1,4$  приведены на рис. 6. Зависимости  $\lambda_{1u} = f(\lambda_{15}, \alpha_{13\varphi}, \bar{a}_r)$  могут быть использованы для выбора значений  $\alpha_{13\varphi}$  и  $\bar{a}_r$ , обеспечивающих наибольшую величину  $\lambda_{1u}$ . Так, в соответствии с линиями  $\lambda_{1u} = \text{const}$  для увеличения  $\lambda_{1u}$  следует уменьшить  $\alpha_{13\varphi}$  до минимально возможного с конструктивной точки зрения. В частности, уменьшение  $\alpha_{13\varphi}$  от  $18^\circ$  до  $\alpha_{13\varphi}^k = 10^\circ$  при  $\bar{a}_r = 1,5$  приводит к увеличению  $\lambda_{1u}$  от 1,08 до 1,16.

Как было установлено в работе [1] с ростом  $\lambda_{1u}$  увеличивается кпд ЦСМТ с полным подводом рабочего тела. Поэтому полученная зависимость  $\lambda_{1u} = f(\lambda_{15}, \alpha_{13\varphi}, \bar{a}_r)$  может быть также использована для выбора значений параметров  $\alpha_{13\varphi}$  и  $\bar{a}_r$ , соответствующих наибольшему кпд этого типа турбин.

Вместе с тем, при выборе геометрических параметров серийных ЦСМТ учитывается не только уровень кпд, но и технологичность ее элементов. Для учета технологичности лопаточных венцов СА, выполняемых фрезерованием, можно использовать трудоемкость  $T$  их изготов-

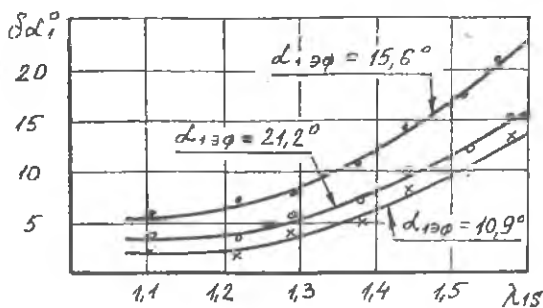


Рис. 5. Зависимости угла отклонения потока в косом срезе сопловых решеток от приведенной скорости  $\lambda_{1s}$  при различных углах  $\alpha_{13\phi}$

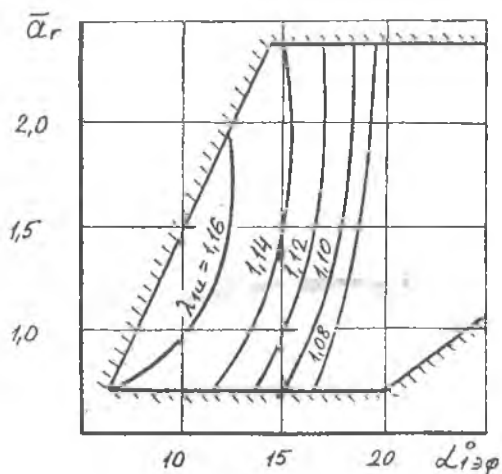


Рис. 6. Линии постоянных значений приведенной окружной составляющей скорости  $\lambda_{1u}$  при  $\lambda_{1s} = 1.4$



ления. Поэтому при изготовлении экспериментальных СА с геометрическими параметрами, приведенными на рис. 1, замерялось время их изготовления. В дальнейшем, определив трудоемкость фрезерования лопаточных венцов одинаковой производительности, которой соответствовала суммарная критическая площадь межлопаточных каналов СА  $F_{кр} = 38 \text{ мм}^2$ ,  $T = 75,7 \bar{a}_r^2 - 0,116 \alpha_{13\phi}^2 - 0,01 \bar{a}_r \alpha_{13\phi} - 272,5 \bar{a}_r + 5,29 \alpha_{13\phi} + 203,9$ .

Анализ этого выражения (см. рис. 2) показал, что наиболее технологичны СА с  $\bar{a}_r = 1,4 \dots 2,0$  и значением  $\alpha_{13\phi}$  близким к минимально возможному с конструктивной точки зрения. Дело в том, что при  $\bar{a}_r = 1,4 \dots 2,0$  могут использоваться фрезы диаметром 1,8...2,5 мм, обладающие повышенной прочностью и обеспечивающие значительную (0,5...1,0 мм) глубину фрезерования за один проход. Вместе с тем, при  $\alpha_{13\phi} = \alpha_{13\phi}^{к min}$  СА имеет наименьшее число межлопаточных каналов. Следовательно, при серийном изготовлении фрезерованием лопаточных венцов рассматриваемых размеров СА (3) целесообразно

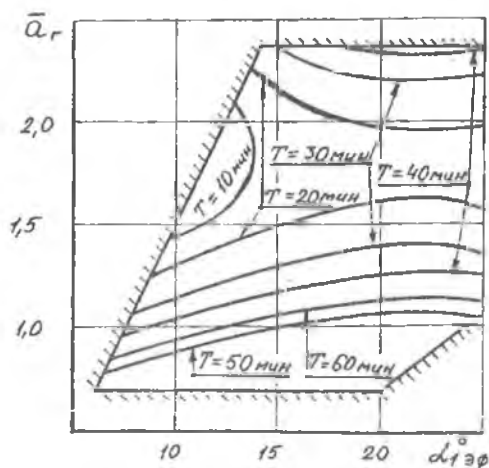


Рис. 2 Влияние геометрических параметров  $\alpha_{13\phi}$  и  $\bar{a}_r$  на трудоемкость фрезерования силового лопаточного венца при  $F_{кр} = 38 \text{ мм}^2$

принимать  $\alpha_{13p} = \alpha_{13p \min}^k$  и  $\bar{a}_r$  из диапазона 1,4...2,0. Одновременно, в этом случае достигается вполне приемлемая величина параметра  $\lambda_{14}$ .

Таким образом, в результате проведенных исследований были получены регрессионные зависимости  $\varphi = f(\lambda_{15}, \bar{a}_r, \alpha_{13p})$ ,  $\delta\alpha_1 = f(\lambda_{15}, \alpha_{13p})$  и выражение  $\lambda_{14} = f(\lambda_{15}, \bar{a}_r, \alpha_{13p})$ , которые можно использовать для предсказания  $\varphi$ ,  $\delta\alpha_1$  и  $\lambda_{14}$  в диапазонах  $\lambda_{15} = 1,1 \dots 1,6$ ;  $\alpha_{13p} = 7 \dots 25^\circ$  и  $\bar{a}_r = 0,7 \dots 2,8$ .

Выражение  $\lambda_{14} = f(\lambda_{15}, \bar{a}_r, \alpha_{13p})$  может быть использовано для выбора значений  $\bar{a}_r$  и  $\alpha_{13p}$ , обеспечивающих наибольшее значение КПД ЦСМТ с полным подводом рабочего тела.

Окончательный выбор значений  $\bar{a}_r$  и  $\alpha_{13p}$  серийных СА целесообразно осуществлять с учетом их технологичности. При изготовлении лопаточных венцов СА фрезерованием целесообразно принимать величину  $\alpha_{13p}$  близкой к минимально возможной с конструктивной точки зрения, а значение  $\bar{a}_r$  выбирать из диапазона 1,4...2,0.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Матвеев В.Н., Тихонов Н.Т., Трофимов А.А. Влияние угла наклона осей межлопаточных каналов соплового аппарата на экономичность центробежной микротурбины с полным подводом рабочего тела. - Изв. вузов. Авиационная техника, 1987, №2; с. 85-86.

2. Матвеев В.Н., Мусаткина Н.Ф. Совместное влияние эффективного угла и величины горла на эффективность соплового аппарата центробежной микротурбины. - Проектирование и доводка авиационных газотурбинных двигателей, САН, 1992, с. 80-84.

3. Тихонов А.Н., Тихонов Н.Т., Трофимов А.А. Экспериментальный выбор оптимальных профилей лопаток соплового аппарата и рабочего колеса центробежной микротурбины. - Проектирование и доводка авиационных газотурбинных двигателей. КИАИ, 1990, с. 104-112.

4. Матвеев В.Н., Тихонов Н.Т., Трофимов А.А. Влияние густоты решетки соплового аппарата на экономичность центростремительной микротурбины с полным впуском. - Изв. вузов. Авиационная техника, 1984, №3, с. 56-59.

5. Мусаткин Н.Ф., Тихонов А.Н., Тихонов Н.Т. Экспериментальное исследование влияния толщины выходных кромок соплового аппарата на экономичность центростремительной воздушной микротурбины. - Вопросы теории и расчета рабочих процессов тепловых двигателей, УИИ, 1982, №6, с. 135-140.

6. Матвеев В.Н., Мусаткин Н.Ф., Нечитайло А.А. Влияние высоты лопаток на коэффициент скорости соплового лопаточного венца центростремительной микротурбины. - Динамические процессы в силовых и энергетических установках летательных аппаратов, СГАУ, 1984, с. 218-222.

7. Вьюнцев В.Н., Матвеев В.Н., Тихонов Н.Т. Установка для статической продувки сопловых аппаратов и рабочих колес микротурбины. - Испытания авиационных двигателей, УИИ, 1986, №11, с. 66-69.

8. Драйпер Н., Смит Г. Прикладной регрессионный анализ: В 2-х кн. / Пер. с англ. - М.: Финансы и статистика, 1986. - 366с.