

УДК 621.452.3:621.48.01:681.518.54

ВЫБОР УГЛОВ АТАКИ ПРИ ПРОЕКТИРОВАНИИ ЛОПАТОЧНЫХ ВЕНЦОВ В СОСТАВЕ КОМПРЕССОРОВ ГТД

И. А. КРИВОШЕЕВ¹, К. Е. РОЖКОВ², Н. Б. СИМОНОВ³, Р. Ф. ЯЛАЛОВ⁴

¹ krivosh777@mail.ru, ² rke@mail.ru, ³ sventigo@yandex.ru, ⁴ caes89@mail.ru

ФГБОУ ВО «Уфимский государственный авиационный технический университет» (УГАТУ)

Поступила в редакцию 02.07.2019

Аннотация. Рассматривается выбор углов атаки при проектировании лопаточных венцов в составе компрессоров ГТД. Показано, что при этом необходимо учитывать особенности перераспределения углов атаки в первых и последних ступенях при изменении приведенной частоты вращения ротора вдоль ЛРР (линии рабочих режимов двигателя). При этом в первых и последних ступенях существенно меняются углы атаки, а в промежуточных ступенях они изменяются мало. Предложена зависимость для расчета оптимального угла атаки, пригодная для использования при выборе геометрии лопаточного венца. Предложена универсальная зависимость связи оптимального и номинального (по Хауэллу) углов атаки. С учетом этого предложены соответствующие методы выбора густоты решеток профилей и углов атаки на расчетном режиме – один метод для первых и последних, другой метод для промежуточных ступеней.

Ключевые слова: компрессор; лопаточный венец; решетка профилей; густота; угол атаки; номинальный режим; коэффициент расхода; коэффициент напора.

ВВЕДЕНИЕ

В настоящее время при проектировании ЛВ (лопаточных венцов) углы атаки i (в среднем, а также в других сечениях по высоте ПЧ – проточной части) выбираются после того, как по ступеням распределены значения работы H_T . При этом для выбранной формы ПЧ, геометрических размеров (диаметров D_i) и частоты вращения ротора n оказываются известны значения коэффициентов теоретического напора \bar{H}_T и расхода \bar{c}_a для ступеней (в т.ч. в средних сечениях).

Для выбранного (с позиции достижения максимума η – КПД компрессора) распределения степени реактивности ρ по ступеням это позволяет определить кинематические углы на входе α_1, β_1 и на выходе α_2, β_2 – в абсолютном и относительном движении. При профилировании лопаточных венцов РК (рабочих колес) и НА (направляющих

аппаратов) углы атаки i_{opt} выбираются по рекомендациям [5–7]. Однако эти рекомендации противоречивы и недостаточно конкретны. Например, в [5] независимо от того, ступени средние, первые или последние рекомендуются значения: $i_{opt} = -2^\circ \dots -3^\circ$ для концевых элементарных решеток, а $i_{opt} = +2^\circ \dots +3^\circ$ для втулочных элементарных решеток. Таким образом, натекание в концевых сечениях рекомендуется со стороны спинки, во втулочных сечениях со стороны корыта. При этом в среднем, а точнее среднемассовом эффективном сечении «эф»

$$\left(\text{где } D_{эф} = \sqrt{\frac{D_K^2 + D_{BT}^2}{2}} \quad \text{или} \quad \bar{d}_{эф} = \sqrt{\frac{1 + \bar{d}_{эф}^2}{2}} \right)$$

рекомендуется близкий к нулю расчетный угол атаки $i_{opt} \approx 0^\circ$. В [6] для дозвуковых ЛВ (лопаточных венцов) рекомендуются значения $i_{opt} = -4^\circ \dots -5^\circ$, а для транс- и сверхзвуковых ЛВ углы атаки $i_{opt} = 0^\circ \dots +2^\circ$. В [1, 7]

опубликованы зависимости для выбора углов атаки с учетом геометрических параметров решеток. Например, А. П. Комаровым получены эмпирические формулы для оптимальных углов атаки в РК и НА [1]. Однако на практике приходится определять углы атаки i на стадии, когда в расчетной точке «р» известны только значения коэффициента теоретического напора \bar{H}_{Tp} и коэффициента расхода \bar{c}_{alp} . Поэтому по значениям $(\bar{H}_{Tp}/\bar{c}_{alp})$ предварительно определяют густоту b/t . Затем отдельно для первых ступеней без закрутки и для промежуточных ступеней (со степенью реактивности $\rho \approx 0,5$) определяются значения β_{1p} и $\Delta\beta_p$. В I приближении полагают кривизну профилей $\theta \approx \Delta\beta_p$. Это позволяет в I приближении определить оптимальный угол атаки i_{opt} . Во II приближении полагаем $\theta \approx \Delta\beta_p + i_{opt}$. С учетом этого определяется во II приближении i_{opt} . Проверяется относительная погрешность ε и сходимость процесса.

При необходимости итерации продолжают. В целом использование этих зависимостей не всегда удобно на ранних этапах проектирования компрессора. Поэтому ниже авторами предложен ряд новых вариантов решения данной задачи.

ПРЕДЛАГАЕМЫЕ ВАРИАНТЫ РЕШЕНИЯ ЗАДАЧИ

В [1] описано, что в составе ГТД на различных режимах рабочая точка на характеристике компрессора может перемещаться вдоль ЛРР (линии рабочих процессов) следующим образом. При уменьшении $n_{пр}$ в средних ступенях компрессора значения \bar{c}_a мало меняются, но в первых ступенях существенно уменьшаются, а в последних – возрастают. За счет этого первые ступени «загружаются», в них уменьшается запас ГДУ. При увеличении $n_{пр}$, наоборот это происходит в последних ступенях. С учетом этого авторами предлагается при проектировании компрессора выбирать параметры ЛВ таким образом (рис. 1), чтобы на расчетном режиме рабочие точки в первых и последних ступенях были приближены к номинальному (по Хауэллу) режиму «*», а в средних ступенях – к оптимальному «opt» режиму (при котором η – КПД решеток профилей максимален). С учетом этого определяется густота b/t и углы атаки i . При этом в первых и последних ступенях на расчетном режиме получается увеличенный запас ГДУ (за счет увеличенных густот b/t , пониженных работ H_{Ti} и уменьшенных углов атаки i).

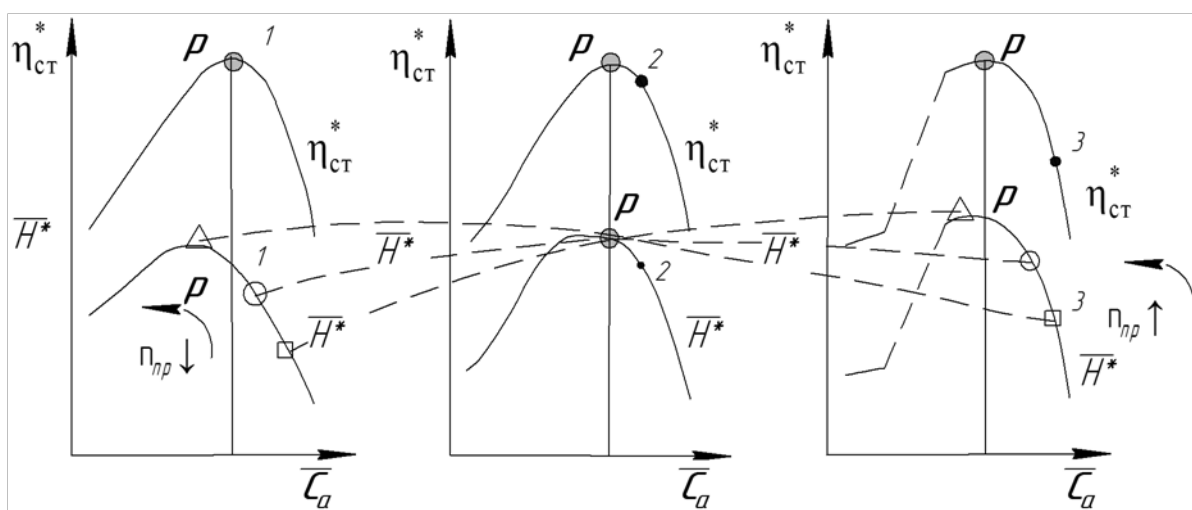


Рис. 1. Совместная работа ступеней компрессора при изменении $n_{пр}$ вдоль ЛРР в диапазоне $n_{мг} < n_{пр} < n_{м} + \Delta n_{пр}$:

- – номинальные режимы первой и последней ступеней;
- – «opt» оптимальный режим средних ступеней (режим максимума КПД ступени η_{cm_max});
- △ – режимы срыва в первой и последней ступенях

В [2, 3] авторами для режима «opt» предложена зависимость

$$(\bar{H}_T / \bar{c}_{a1})_{opt} \approx (1,76 \dots 1,81) / (1 + 1,5t/b).$$

При этом авторами использованы универсальные зависимости для коэффициента изоэнтропического напора \bar{H}_s / \bar{H}_{so} и для КПД η/η_o в функции от параметра $(\bar{c}_a / \bar{c}_{ao})$, приведенные в [9, 10], а также главная диаграмма Хауэлла [4], дополненная линиями оптимальных режимов «opt» (для значения фактора диффузорности по Либляйну $F_D=0,45$). При этом в [9] указано, что индексом «o» помечен режим безударного входа (когда $i=0$), а в [10] за базовый принят расчетный режим «расч». Анализ показывает, что в качестве базового следует рассматривать «*» – номинальный по Хауэллу режим. На рис. 2 построена линия $\bar{H}_T / \bar{H}_{To} = (\bar{H}_s / \bar{H}_{so}) / (\eta/\eta_o)$. Видно, что в т. «opt» $\bar{c}_a / \bar{c}_{ao} \approx 0,9$ а в т. «m» $\bar{c}_a / \bar{c}_{ao} \approx (0,8 \dots 0,78)$.

Проводя в соответствующие точки лучи, аналогичные лучу Хауэлла

$(\bar{H}_T / \bar{c}_a)^* = 1,55 / (1 + 1,5t/b)$, получаем изменение коэффициента в числителе, т.е.

$$(\bar{H}_T / \bar{c}_a)_{opt} \approx (1,76 \dots 1,81) / (1 + 1,5t/b),$$

$(\bar{H}_T / \bar{c}_a)_m \approx (2,33 \dots 2,55) / (1 + 1,5t/b)$. С учетом того, что $(\bar{H}_{Topt} / \bar{H}_T)^* \approx \Delta\beta_{opt} / \Delta\beta^*$ в данном

случае $\Delta\beta_{opt} / \Delta\beta^* \approx (1,1 \dots 1,09)$. Аналогично $(\bar{H}_{Tm} / \bar{H}_T)^* \approx \Delta\beta_m / \Delta\beta^* \approx 1,20$. Однако со-

гласно условию Хауэлла должно быть $(\bar{H}_{Tm} / \bar{H}_T)^* \approx \Delta\beta_m / \Delta\beta^* \approx 1,25$. Это позволяет

ввести поправочный коэффициент, равный $\approx 1,042$. С учетом этой поправки $\Delta\beta_{opt} / \Delta\beta^* \approx (1,146 \dots 1,136)$. Из обобщенных зависимостей [9, 10] (рис. 2, 3) следует также $\eta^* / \eta_{opt} \approx 1 / 1,05 \approx 0,9524$. С учетом этого авторами дополнена обобщенная зависимость Л. Е. Ольштейна [9] в виде $(\Delta\beta) / \Delta\beta^* = f[(i-i^*) / \Delta\beta^*]$ – добавлены точки и линии «*» «opt» и «m». Видно, что $(i_{opt}-i^*) / \Delta\beta^* \approx (0,145 \dots 0,175)$. Однако на этой универсальной диаграмме однозначно не удастся отметить т. «л» (где $i=0$).

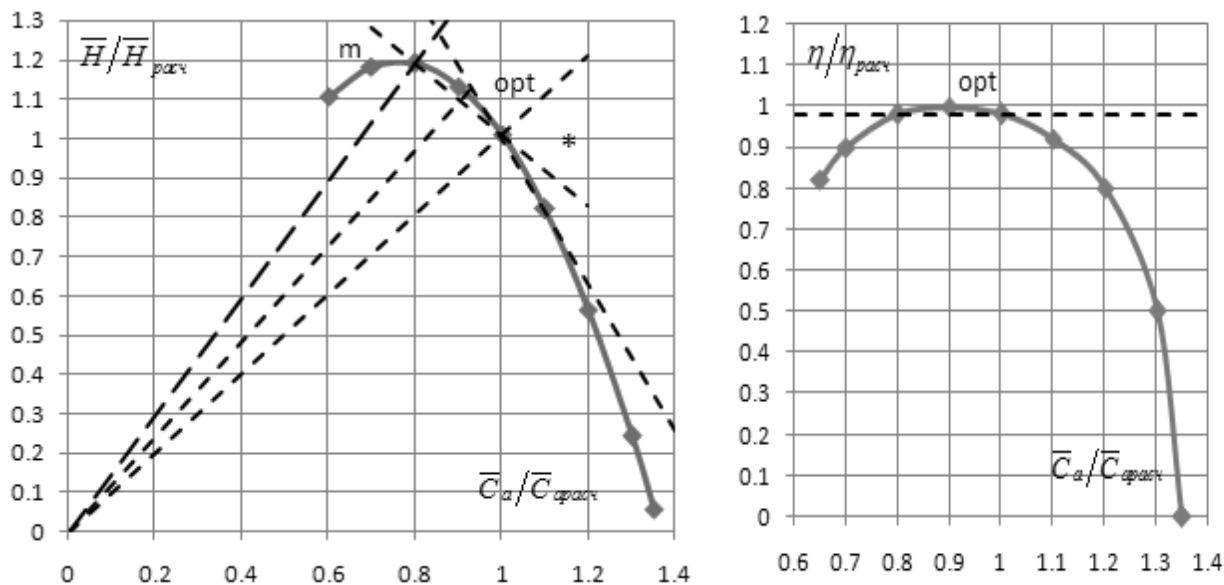


Рис. 2. Обобщенные зависимости \bar{H}_s / \bar{H}_{so} , $\eta/\eta_o = f(\bar{c}_a / \bar{c}_{ao})$ [10]

с добавленными линиями «*», «opt» и «m»

А без этого не удастся определить значения i_{opt} и i^* при проектировании ЛВ в составе компрессора. Авторами предложено следующее решение этого вопроса. В [1] указано, что по исследованиям А. П. Комарова на оптимальном режиме «орт» (при котором КПД решетки максимален $\eta \rightarrow \max$.) для дозвуковых рабочих колес угол атаки может быть определен как:

$$i_{opt} = 6 - \frac{\theta}{3}(t/b)^* f(\bar{x}_f), \text{ при этом}$$

$$(t/b)^* = \begin{cases} t/b & \text{при } t/b \leq 1 \\ 2 - b/t & \text{при } t/b > 1 \end{cases},$$

а $f(\bar{x}_f) = 1,81 - (2\bar{x}_f)^2$. Здесь θ – кривизна профиля (которая на данном этапе еще не определена). На этом же режиме угол отставания δ_{opt} определяется как:

$$\delta_v = [1,04(\bar{x}_f)^2 (t/b)^* + 0,002\beta_2 K_\tau] \theta, \text{ где}$$

$$K_\tau = \begin{cases} (b/t)^2 & \text{при } b/t \leq 1 \\ 1 & \text{при } b/t > 1 \end{cases}.$$

Поскольку в этих зависимостях присутствует кривизна θ , которая на данном этапе еще не определена, то авторами проведено их преобразование к виду, позволяющему определить оптимальные значения i_{opt} и θ (т.е. δ_{opt}) по уже определенным на этом этапе кинематическим параметрам ($\Delta\beta$, β_1 , β_2) параметрам и определенной на данном этапе густотой b/t . При этом параметр \bar{x}_f – относительное расстояние «стрелы прогиба» от передней кромки, т.е. точки максимального отклонения от линии установки. Выполнены следующие преобразования, чтобы получить выражение для оптимального угла атаки по кинематическим параметрам, густоте решетки и значению \bar{x}_f : с учетом того, что в любой точке продувочной кривой решетки профилей кривизна профиля θ может быть записана как $\theta = \Delta\beta - i + \delta$, то из этого следует $\delta = \theta - \Delta\beta + i$. Подстановка выражений А. П. Комарова для оптимального режима дает

$$\theta = \Delta\beta - 6 + \frac{\theta}{3}(t/b)^* f(\bar{x}_f) + \theta [1,04(\bar{x}_f)^2 (t/b)^* + 0,002\beta_2 K_\tau].$$

Отсюда имеем выражение для кривизны профиля

$$\theta = \frac{\Delta\beta - 6}{1 - (t/b)^* \left[\frac{1}{3} f(\bar{x}_f) - 1,04(\bar{x}_f)^2 \right] - 0,002\beta_2 K_\tau}.$$

Это позволяет получить **искомое выражение для оптимального угла атаки:**

$$i_{opt} = 6 - \frac{(t/b)^* f(\bar{x}_f)(\Delta\beta - 6)}{3 - (t/b)^* [f(\bar{x}_f) - 3,12(\bar{x}_f)^2] - 0,006\beta_2 K_\tau}.$$

Здесь углы указаны в градусах.

В [2] показаны зависимости для определения оптимального угла атаки и отставания потока. Эффективность применения полученных зависимостей иллюстрируется примером, в котором использованы типичные для компрессоров в среднем сечении рабочих колес значения b/t , $\Delta\beta$, β_2 , \bar{x}_f . Результаты расчетов приведены в табл. 1. Видно, что при выбранных в данном примере параметрах решеток и профилей $(t/b)^* = 0,67$, $K_\tau = 1$, $f(\bar{x}_f) = 1,17$. Для примера выполнены также расчеты оптимальных углов атаки в различных по высоте ПЧ (проточной части) сечениях рабочей лопатки. При этом использованы типичные для дозвукового РК параметры. Результаты расчетов представлены в табл. 2. Видно, что при выбранных в данном примере параметрах решеток и профилей

$$(t/b)^* = 1,0 \dots 0,4, K_\tau = 1, f(\bar{x}_f) = 1,17.$$

Приведенные в табл. 1 и 2 критерии $i_{opt}/\Delta\beta$ и $\delta_{opt}/\Delta\beta$ получены с целью показать т. «л» (где угол атаки $i=0$). Видно, что положение т. «л» не фиксировано, оно изменяется в широком диапазоне. Это видно из рис. 3, где приведены полученные зависимости $i_{opt} = f(\Delta\beta, b/t)$, $\delta_{opt} = f(\Delta\beta, b/t)$ и рис. 4, где приведены зависимости $i_{opt}/\Delta\beta = f(\Delta\beta, b/t)$, $\delta_{opt}/\Delta\beta = f(\Delta\beta, b/t)$ для дозвуковых РК в средних сечениях.

На рис. 5 приведены полученные зависимости $i_{opt}/\Delta\beta = f(\Delta\beta, b/t)$, $\delta_{opt}/\Delta\beta = f(\Delta\beta, b/t)$ для дозвукового РК по высоте ПЧ. На рис. 6 приведены полученные зависимости $i_{opt}/\Delta\beta = f(\Delta\beta, b/t)$, $\delta_{opt}/\Delta\beta = f(\Delta\beta, b/t)$ для дозвукового РК по высоте ПЧ.

Таблица 1

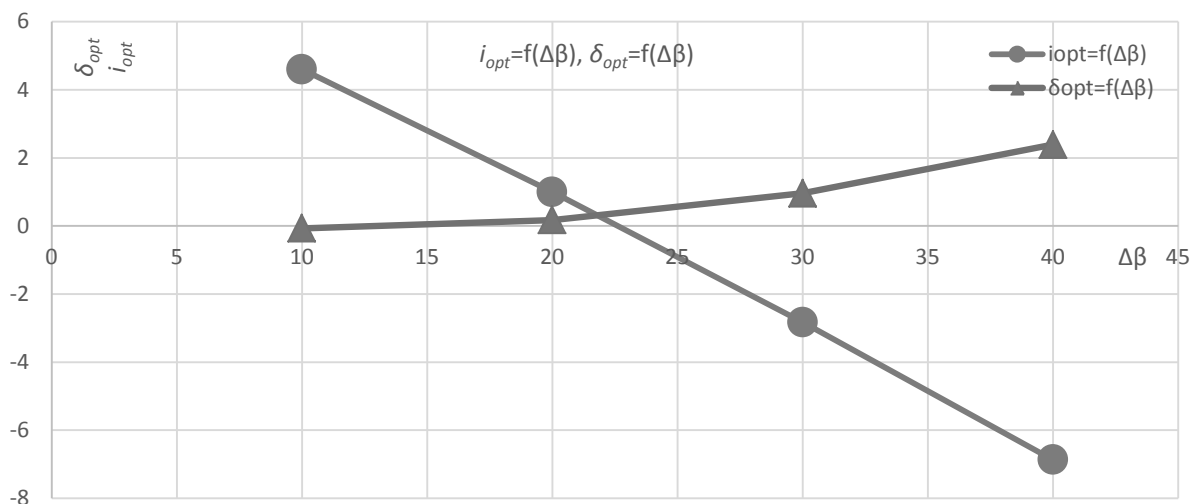
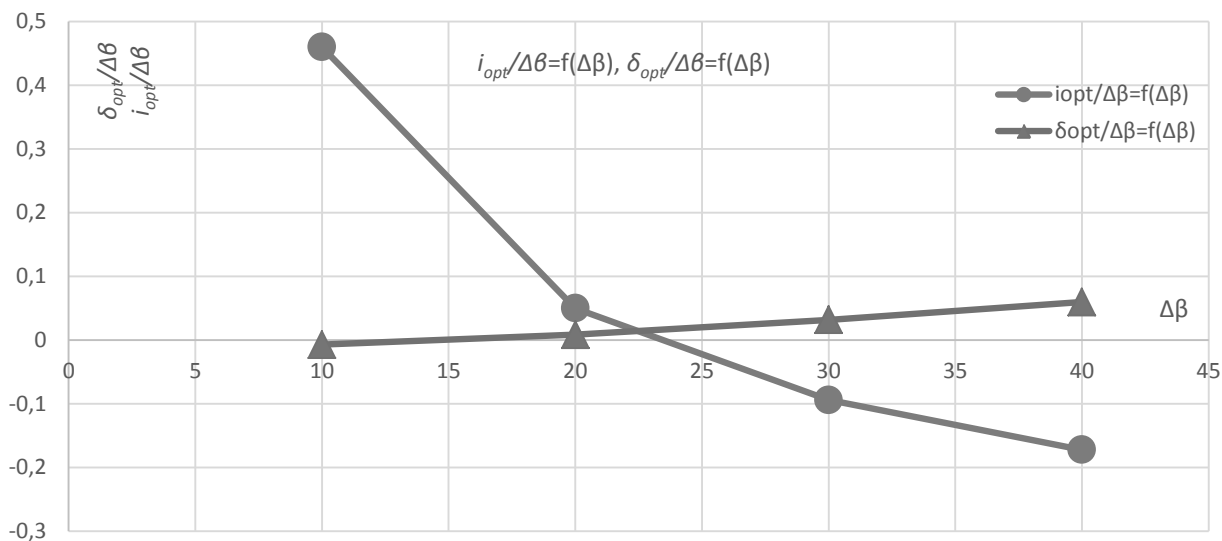
Результаты расчетов в среднем сечении дозвуковых рабочих колес

$\Delta\beta$	β_2	\bar{x}_f	b/t	i_{opt}	δ_{opt}	θ	$\beta_{2л}$	$\beta_{1л}$	β_1	$i_{opt} / \Delta\beta$	$\delta_{opt} / \Delta\beta$
10	50	0,4	1,5	4,6	-0,07	5,33	49,93	44,6	40	0,46	-0,007
20	60	0,4	1,5	1,0	0,173	19,17	60,173	41,0	40	0,05	0,00865
30	70	0,4	1,5	-2,83	0,96	33,79	70,96	37,14	40	-0,094	0,032
40	80	0,4	1,5	-6,87	2,39	49,26	82,39	33,13	40	-0,172	0,0598

Таблица 2

Результаты расчетов по высоте дозвуковой рабочей лопатки

$\Delta\beta$	β_2	\bar{x}_f	b/t	i_{opt}	δ_{opt}	θ	$\beta_{2л}$	$\beta_{1л}$	β_1	$i_{opt} / \Delta\beta$	$\delta_{opt} / \Delta\beta$
10	20	0,4	1,0	4,19	-0,38	5,43	19,62	14,19	10	0,419	-0,038
20	40	0,4	1,5	1,48	0,343	18,18	40,343	21,48	20	0,074	0,0172
30	60	0,4	2,0	-0,092	1,15	31,24	61,15	29,91	30	-0,0031	0,038
40	80	0,4	2,5	-1,067	4,23	45,3	84,23	38,93	40	-0,0267	0,106

Рис. 3. Расчетные зависимости \bullet — $i_{opt} = f(\Delta\beta, b/t)$, \blacktriangle — $\delta_{opt} = f(\Delta\beta, b/t)$ при типовых значениях кинематических параметров и густоты решеток для дозвуковых РК в средних сеченияхРис. 4. Расчетные зависимости \bullet — $i_{opt} / \Delta\beta = f(\Delta\beta, b/t)$, \blacktriangle — $\delta_{opt} / \Delta\beta = f(\Delta\beta, b/t)$ при типовых значениях кинематических параметров и густоты решеток для дозвукового РК в средних сечениях

Видно, что определение т. «л» на универсальной диаграмме Л. Е. Ольштейна [10] затруднено. Поэтому можно рекомендовать непосредственно использовать полученную выше зависимость для i_{opt} . На рис. 7 показано сопоставление расчетных данных (табл. 1) с опубликованными в [10] расчетными и экспериментальными данными. Для трансзвуковых ступеней в [1] предложено определять оптимальный угол атаки как: $i_{\text{opt}} = \arctg(2\bar{c}_m) + 3$. Здесь угол атаки – в градусах, \bar{c}_m – относительная (по отношению к хорде b) толщина профиля.

Этот параметр на рассматриваемом этапе проектирования ЛВ в составе компрессора может быть задан для разных сечений по высоте ПЧ, с учетом нагруженности ступени и относительной ширины лопатки (для широкохордных ступеней он существенно ниже).

Кроме того, для оптимального угла отставания в такой решетке предложена зависимость:

$$\delta_{\text{opt}} = 4,5^\circ + 1,5 \frac{\theta - 20^\circ}{30^\circ}.$$

В этой зависимости, как и выше фигурирует кривизна профиля θ , которая на данном этапе еще не определена. Поэтому авторами выполнен ряд преобразований, позволивший привести выражения к пригодному для использования на рассматриваемом этапе проектирования трансзвукового ЛВ в составе компрессора виде. Поскольку $\theta = \Delta\beta - i + \delta$, то $\delta_{\text{opt}} = 4,5^\circ + 1,5 \frac{\Delta\beta - i + \delta - 20^\circ}{30^\circ}$, и это позволяет получить искомое выражение для оптимального угла отставания $\delta_{\text{opt}} = 0,0526(\Delta\beta - i_{\text{opt}} - 19,9^\circ)$. С учетом этого кривизна трансзвуковой лопатки определяется как $\theta = \Delta\beta - i_{\text{opt}} + \delta_{\text{opt}}$.

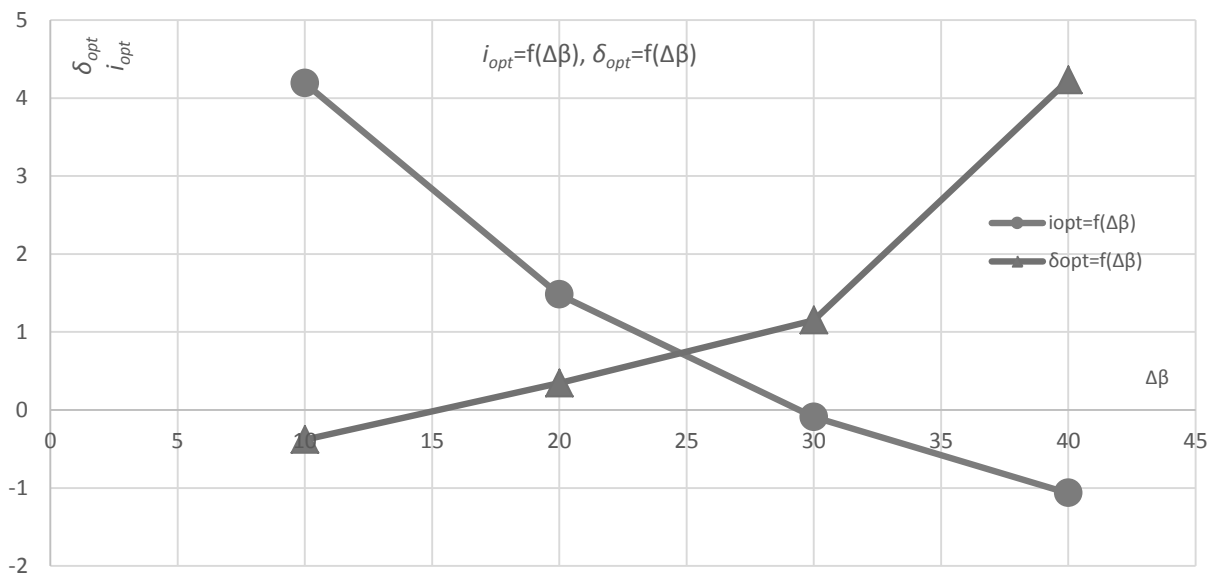


Рис. 5. Расчетные зависимости \bullet – $i_{\text{opt}} = f(\Delta\beta, b/t)$, \blacktriangle – $\delta_{\text{opt}} = f(\Delta\beta, b/t)$ при типовых значениях кинематических параметров и плотности решеток для дозвукового РК по высоте ПЧ

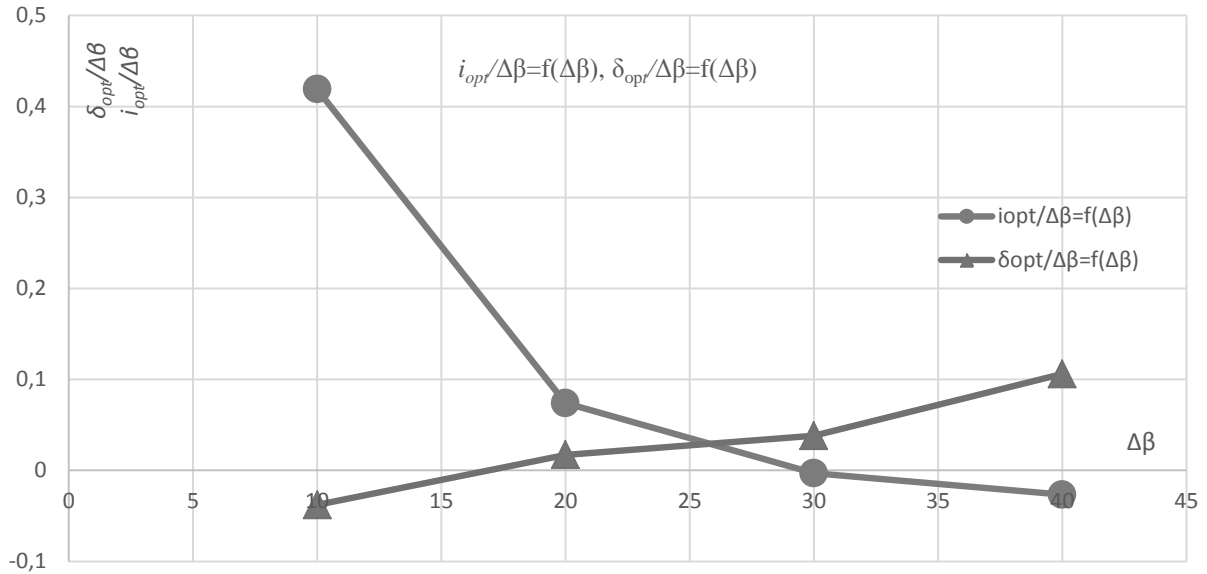


Рис. 6. Расчетные зависимости $\bullet - i_{opt} = f(\Delta\beta, b/t)$, $\blacktriangle - \delta_{opt} = f(\Delta\beta, b/t)$ при типовых значениях кинематических параметров и густоты решеток для дозвукового РК по высоте ПЧ

Для примера рассмотрены типичные для компрессоров в среднем сечении трансзвуковых рабочих колес значения $\Delta\beta$, β_2 , \bar{c}_m . Результаты расчетов приведены в табл. 3, 4. Углы указаны в градусах.

В полученных выражениях при определении оптимальных углов атаки, отставания и кривизны профилей используются кинематические углы и густота решеток для оптимального режима. В общем случае авторами предлагается для первых и последних ступеней значение густоты b/t

определять для обеспечения номинального режима «*» на основе упрощенного соотношения Хауэлла $(\bar{H}_T/\bar{c}_{a1})^* \approx 1,55/(1+1,5t/b)^*$ или (что более точно) на основе главной диаграммы Хауэлла для номинальных «*» режимов – с использованием предложенной авторами аппроксимации (с использованием греко-латинских квадратов). Таким образом, густота ЛВ (лопаточных венцов) первых и последних ступеней оказывается завышенной по отношению к значениям \bar{H}_T/\bar{c}_{a1} .

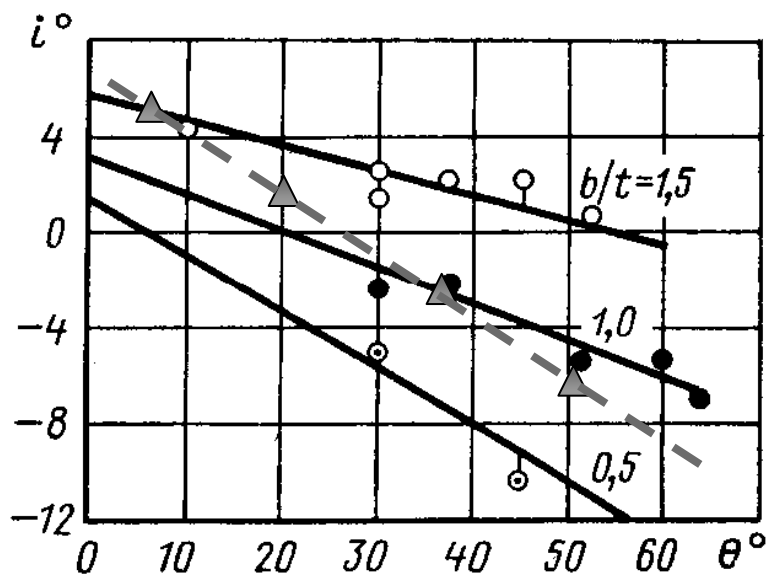


Рис. 7. Сравнение рассчитанных в табл. 1 значений оптимальных углов атаки (\blacktriangle) с опытными и рассчитанными в [10] данными

Таблица 3

Результаты расчетов в среднем сечении трансзвуковых РК

$\Delta\beta$	β_2	\bar{c}_m	i_v	δ_v	θ	$\beta_{2л}$	$\beta_{1л}$	β_1	$i_v/\Delta\beta$	$\delta_v/\Delta\beta$
10	50	0,05	8,71	-0,98	0,31	49,02	48,71	40	0,871	-0,098
20	60	0,05	8,71	-0,453	10,83	59,55	48,71	40	0,436	-0,0227
30	70	0,1	14,31	-0,22	15,47	69,78	54,31	40	0,477	-0,0073
40	80	0,1	14,31	0,305	26,0	80,31	54,31	40	0,358	0,0077

Таблица 4

Результаты расчетов по высоте трансзвукового РК

$\Delta\beta$	β_2	\bar{c}_m	i_v	δ_v	θ	$\beta_{2л}$	$\beta_{1л}$	β_1	$i_v/\Delta\beta$	$\delta_v/\Delta\beta$
10	40	0,05	8,71	-0,98	0,31	49,02	48,71	20	0,871	-0,098
20	50	0,1	14,31	-0,747	4,943	49,25	44,31	30	0,716	-0,0374
30	70	0,15	19,70	-0,505	9,80	69,50	59,70	40	0,656	-0,0017
40	90	0,2	24,80	-0,247	14,95	89,75	74,8	50	0,62	0,00618

В средних ступенях значение b/t предлагается определять для обеспечения оптимального режима «opt» на основе предложенного упрощенного соотношения $(\bar{H}_T/\bar{c}_{a1})_{opt} \approx (1,76...1,81)/(1+1,5t/b)$ или (что более точно) на основе главной дополненной диаграммы Хауэлла – по линиям для оптимальных «opt» режимов – с использованием предложенной авторами аппроксимации с применением греко-латинских квадратов. Таким образом, густота ЛВ (лопаточных венцов) средних ступеней оказывается оптимальной по отношению к значениям \bar{H}_T/\bar{c}_{a1} . Ниже показано, что аналогичным образом в ЛВ средних ступеней должны выбираться положительные (оптимальные) значения углов атаки, а в ЛВ первых и последних ступеней существенно меньшие значения углов атаки, в т.ч. отрицательные значения углов атаки.

Для элементарных решеток профилей в составе ЛВ РК и НА средних ступеней, при их профилировании угол атаки i_p на расчетном режиме «р» предлагается выбирать для обеспечения режима «opt» на «продувочной характеристике» (по Хауэллу), полученной при продувке неподвижных решеток (рис. 5), где КПД максимален $\eta \rightarrow \eta_{opt} \rightarrow \max$.

При этом непосредственно используются полученные зависимости.

Для первых и последних ступеней предлагается кинематические параметры на расчетном режиме «р» считать номинальными

по Хауэллу: $\Delta\beta_p = \Delta\beta^*$, $\beta_1 = \beta^*_1$, $\beta_2 = \beta^*_2 = \beta^*_1 + \Delta\beta^*$. При этом должны рассчитываться соответствующие кинематические параметры на оптимальном «opt» режиме:

$$\begin{aligned} \Delta\beta_{opt} &\approx (1,146...1,136)\Delta\beta^*, \\ \beta_{1opt} &\approx \beta_1 - [(i_{opt} - i^*)/\Delta\beta^*]\Delta\beta^* = \\ &= \beta_1 - [0,145...0,175]\Delta\beta. \end{aligned}$$

Определяются для оптимального режима значения $\bar{H}_{Topt} \approx 1,1 \bar{H}_T^*$ и $\bar{c}_{a1opt} \approx 0,9 \bar{c}_{a1}^*$. По этим значениям определяются значения $(\bar{H}_{Topt}/\bar{c}_{a1opt})$, $1/\bar{c}_{a1opt}$, $\rho_{opt}/\bar{c}_{a1opt}$. В предположении $\rho_{opt} \approx \rho \approx \rho^*$ определяются значения β_{1opt} , β_{2opt} , $\Delta\beta_{opt}$, α_{1opt} . Кроме определенных для первых и последних ступеней значений густоты $(b/t)^* = 1,5/[1,55/(\bar{H}_T/\bar{c}_{a1})^* - 1]$ определяется значение оптимальной густоты $(b/t)_{opt} = 1,5/[(1,76...1,81)/(\bar{H}_T/\bar{c}_{a1})_{opt} - 1]$.

С учетом полученных значений для соответствующего оптимального режима определяются оптимальные углы атаки для первых и последних ступеней – по полученным выше зависимостям. При этом определяются значения i_{opt} , δ_{opt} . Фактические значения угла атаки для первых и последних ступеней определяются как $i = i^* = i_{opt} - (0,145...0,175)\Delta\beta \approx i_{opt} - (0,145...0,175)\Delta\beta^*$.

В практике проектирования компрессоров на раннем этапе для оценки КПД ступеней η на раннем этапе используют соответствующие диаграммы Смита. Очевидно, что в предложенной постановке параметры пер-

вых и последних ступеней не являются оптимальными. Поэтому при определении КПД η с использованием диаграмм Смита для первых и последних ступеней следует вводить понижающие коэффициенты $\bar{\eta} < 1$.

ВЫВОДЫ

Выбор значения угла атаки i на расчетном режиме производится на этапе профилирования ЛВ в составе ВНА, РК и НА. Выбор для каждой элементарной решетки профилей в составе полной ступени в настоящее время производится исходя из достижения максимального КПД решетки, однако основная задача – достижение максимального КПД даже не ступени, а компрессора в целом. Предложенные зависимости позволяют более обоснованно выбрать первые приближения для углов атаки в ЛВ первых ($i=i^*$), средних ($i=i_{\text{opt}}$) и последних ($i=i^*$) ступеней. Это позволяет сократить число дальнейших итераций (с использованием 3D CAD/CAE-моделирования в системах Ansys CFX и т.д.) В любом случае после выбора i_{opt} в средних ступенях, i^* в первых и последних ступенях и профилирования лопаточных венцов проверяется достижение максимума КПД компрессора в целом и производятся соответствующие коррекции.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Федоров Р. М. Характеристики осевых компрессоров. Воронеж: Изд-во Научная книга, 2015. 220 с. [R. M. Fedorov, *Characteristics of axial compressors*, (in Russian). Voronezh: Izd-vo Nauchnaya kniga, 2015.]
2. Кривошеев И. А., Рожков К. Е., Симонов Н. Б. Оптимизация геометрии и режимов работы лопаточных венцов при проектировании компрессоров ГТД // Вестник ПНИПУ. Аэрокосмическая техника. 2018. № 55. С. 90–103. [I. A. Krivosheev., K. E. Rozhkov, N. B. Simonov, "Optimization of geometry and modes of operation of blade crowns in the design of GTE compressors", (in Russian), in *Vestnik PNIPI, Aerokosmicheskaya tekhnika*, no. 55, pp. 90-103, 2018.]
3. Кривошеев И. А., Рожков К. Е., Симонов Н. Б. Оптимизация числа ступеней и распределения параметров в проточной части при проектировании компрессоров и турбин ГТД // Известия вузов "Авиационная техника". 2019. Вып. 2. С. 124–132. [I. A. Krivosheev, K. E. Rozhkov, N. B. Simonov, "Stages number optimization and parameters distribution in flow parts at compressor and turbines designing GTE", in *Izvestiya vuzov "Aviacionnaya tekhnika"*, no. 2, pp. 124-132, 2019.]
4. Галеркин Ю. Б., Попов Ю. А., Прокофьев А. Ю. Анализ эффективности элементарных решеток осевых компрессоров по данным продувок плоских решеток // Компрессорная техника и пневматика. 2005. № 1. С. 13–19. [Yu. B. Galerkin, Yu. A. Popov, A. Yu. Prokofyev, "Analysis of the efficiency of elementary gratings of axial compressors according to the blowing of flat gratings", (in Russian), in *Kompressornaya tekhnika i pnevmatika*, no. 1. pp. 13-19, 2005.]
5. Белоусов А. Н., Мусаткин Н. Ф., Радько В. М. Теория и расчет авиационных лопаточных машин / А. Н. Белоусов, Н. Ф. Мусаткин, В. М. Радько. Самара: Сам. Дом Печати, 2003. 344 с. [A. N. Belousov, N. F. Musatkin, V. M. Radko, *Theory and Calculation of Aircraft Blade Machines*, (in Russian). Samara: Sam. Dom Pechati, 2003.]
6. Емин О. Н., Карасев В. Н., Ржавин Ю. А. Выбор параметров и газодинамический расчет осевых компрессоров и турбин авиационных ГТД / О. Н. Емин, В. Н. Карасев, Ю. А. Ржавин. М.: Издательство МАИ, 2003. 146 с. [O. N. Emin, V. N. Karasev, Yu. A. Rzhavin, "Selection of parameters and gas-dynamic calculation of axial compressors and turbine aircraft GTE", (in Russian). Moscow: Izdatel'stvo MAI, 2003.]
7. Комаров А. П. Исследование плоских компрессорных решеток // Сбор. стат. «Лопаточные машины и струйные аппараты». 1967. Вып. 2. С. 67–110. [A. P. Komarov, "Research of flat compressor gratings", (in Russian), in *Sbor, stat. "Lopatochnye mashiny i strujnye apparaty"*, issue 2, pp. 67-110, 1967.]
8. Комиссаров Г. А., Микирьчан В. М., Хайт М. В. Методика газодинамического расчета осевого компрессора / Г. А. Комиссаров, В. М. Микирьчан, М. В. Хайт. Москва: Тех. отчет ЦИАМ, 1961. 132 с. [G. A. Komissarov, V. M. Mikirchan, M. V. Khaite, *Methodology for the Gas-Dynamic Calculation of an Axial Compressor*, (in Russian). Moscow: Tech. otchet CIAM, 1961.]
9. Эккерт Б. Осевые и центробежные компрессоры. Москва: Машгиз, 1959. 678 с. [B. Eckert, *Axial and centrifugal compressors*, (in Russian). M.: Mashgiz, 1959.]
10. Холщевников К. В. Теория и расчет авиационных лопаточных машин. Москва: Машиностроение, 1970. 610 с. [K. V. Kholshchevnikov, *Theory and Calculation of Aviation Blade Machines*, (in Russian). Moscow: Mashinostroenie, 1970.]
11. Кривошеев И. А., Рожков К. Е. Анализ рабочих процессов и характеристик лопаточных машин // Вестник УГАТУ. 2015. Т. 14, № 5 (40). С. 3–10. [I. A. Krivosheev, K. E. Rozhkov, "Analysis of working processes and characteristics of blade machines", (in Russian), in *Vestnik UGATU*, vol. 14, no. 5 (40), pp. 3-10, 2013.]
12. Бунимович А. И., Святогоров А. А. Аэродинамические характеристики плоских компрессорных решеток при большой дозвуковой скорости // Сборник статей «Лопаточные машины и струйные аппараты». М.: Машиностроение, 1967. Вып. 2. С. 5–35. [A. I. Bunimovich, A. A. Svyatogorov, "Aerodynamic characteristics of flat compressor grids at high subsonic speed", (in Russian). Sbornic statei "Lopatochnie mashini i struyinie apparati". Moscow: Mashinostroenie, 1967.]
13. Метод учета потерь в элементах проточной части газотурбинных двигателей / И. А. Кривошеев и др. // Вестник УГАТУ. 2019. Т. 23, № 1 (83). С. 40–48. [I. A. Krivosheev et al., "Method for accounting losses in the elements of flowing part of gas turbine engines", (in Russian), in *Vestnik UGATU*, vol. 23, no. 1 (83), pp. 40-48, 2019.]

ОБ АВТОРАХ

КРИВОШЕЕВ Игорь Александрович, профессор каф. АД УГАТУ, дипл. инж.-мех. (УАИ, 1976). Д-р техн. наук. Иссл. в обл. раб. процессов в ДЛА и лопаточных машинах, инф. техн. в двигателестроении.

РОЖКОВ Кирилл Евгеньевич, доцент каф. АТиТ УГАТУ, дипл. инж.-мех. (УГАТУ, 2007). Канд. техн. наук. Иссл. в обл. моделир. раб. процессов лопат. машин.

СИМОНОВ Николай Борисович, асс. каф. АД УГАТУ. Магистр в области ДЛА (УГАТУ, 2014). Иссл. в обл. моделир. раб. процессов лопат. машин.

ЯЛАЛОВ Рамиль Фиделевич, асп. каф. АД УГАТУ. Дипл. инж. (УГАТУ, 2011) Иссл. в обл. моделир. раб. процессов лопат. машин.

METADATA

Title: Choice of angle attack on design blade row in the composition of gte compressors

Authors: I. A. Krivosheev¹, K. E. Rojkov², N. B. Simonov³, R. F. Yalalov⁴

Affiliation:

Ufa State Aviation Technical University (UGATU), Russia.

Email: ¹krivoshe777@mail.ru, ²rke@mail.ru, ³sventigo@yandex.ru, ⁴caes89@mail.ru

Language: Russian.

Source: Vestnik UGATU (scientific journal of Ufa State Aviation Technical University), vol. 23, no. 3 (85), pp. 62-71, 2019. ISSN 2225-2789 (Online), ISSN 1992-6502 (Print).

Abstract: The choice of angles of attack in the design of blade crowns in the composition of GTE compressors is considered. It is shown that in this case it is necessary to take into account the peculiarities of the redistribution of the angles of attack in the first and last stages when changing the reduced rotor speed. With this in mind, methods have been proposed for selecting the density of the gratings of profiles and angles of attack in the design mode in the first, middle, and last stages

Key words: Compressor, blade crown, profile grille, thickness, angle of attack, nominal mode, flow coefficient, head coefficient.

About authors:

KRIVOSHEEV, Igor Aleksandrovich, prof. Aviation Engines Dept. Dipl. engineer (USATU 1976). Dr. Tech. Sciences (USATU, 2000).

ROJKOV, Kirill Evgenevich, cand. of Tech.Sci. Associate Professor of the Dept. of Aviation Heat and Power Engineering.

SIMONOV, Nikolai Borisovich, ass. of the Dept. of Aircraft Engine.

YALALOV, Ramil Fidelevich, postgraduate student of the Dept. of Aircraft Engine.