

УДК 532.517.4:533.695.7:534.832

© 2005 г. И. А. БРАЙЛКО, С. Ю. КРАШЕНИННИКОВ

ИССЛЕДОВАНИЕ АЭРОДИНАМИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК ШЕВРОННЫХ СОПЕЛ НА ОСНОВЕ ЧИСЛЕННОГО РАСЧЕТА ТЕЧЕНИЯ

На основе численного интегрирования системы уравнений Рейнольдса, замкнутых с помощью дифференциальной модели турбулентной вязкости, реализовано численное моделирование течения в сужающемся сопле с шевронами и исследовано их обтекание. По результатам расчетов определены картины течения, силовое воздействие шевронов на поток, возникающая циркуляция и величины параметров, характеризующих продольную завихренность. Представлены результаты расчетов тяговых и расходных характеристик сопел при использовании шевронов. Проведено сравнение полученных данных для сопла с шевронами и конического сопла.

Ключевые слова: шевронные сопла, тяга сопла, эффективная тяга, турбулентность, продольная завихренность, свойства и шум струи.

На основании многочисленных экспериментальных исследований установлено, что использование шевронов на выходных кромках суживающихся сопел приводит к снижению шума выхлопных струй [1–4].

Проведенный в [2, 3] анализ устанавливает возможный механизм воздействия шевронов на кромках сопла на шум струи. Они создают циркуляционное движение во вторичном течении в плоскости, нормальной к направлению оси струи [2, 3]. Образующаяся при этом продольная завихренность воздействует на процесс порождения турбулентности в слое смешения. В соответствии с моделью порождения турбулентности Таунсенда [5], наличие продольной завихренности может приводить к снижению энергии турбулентных пульсаций. Этот эффект и объясняет изменение акустических свойств турбулентного течения в струе.

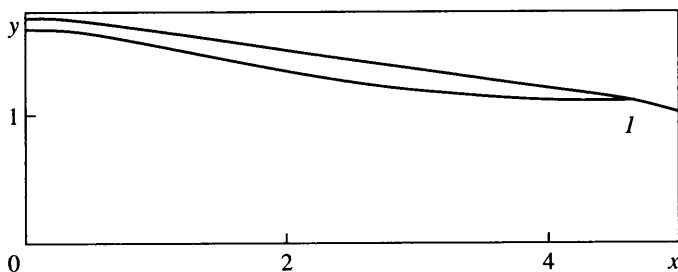
Таким образом, при наличии шевронов на кромке сопла они оказывают силовое воздействие на поток и их использование (при наличии акустического эффекта) должно приводить к изменению тяговых характеристик сопел.

Имеющиеся экспериментальные данные показывают, что уменьшение тяги сопла при этом невелико и его трудно измерить, имеются даже данные о некотором улучшении характеристик сопел при установке шевронов [4].

К тому же следует заметить, что если величины изменения акустических параметров струи при использовании шевронов определены достаточно надежно, то в отношении тяговых характеристик такой определенности нет.

Поскольку величины изменения тяги сопла при использовании шевронов составляют доли процента, наиболее надежным способом определения тяговых характеристик шевронных сопел представляется их нахождение на основании прямого численного расчета течения и сопоставления полученных данных с результатами такого же расчета тяговых характеристик сопла с достаточно простой конфигурацией, например конического.

Цель настоящей работы – численный расчет турбулентного течения при обтекании шевронов для конфигураций, проанализированных в [2, 3], для которых определены акустические характеристики. Одна из целей – сравнение значений параметров



Фиг. 1. Схемы контуров внутреннего и внешнего обводов сопел: 1 – шеврон

продольной завихренности, определенной на основании численного расчета обтекания шевронов и оценок в [2, 3].

1. Постановка задачи, схема и структура рассматриваемого течения. Схемы шевронов выбраны из условия возможности сопоставления с экспериментальными данными [1–3]. Следует заметить, что конфигурации шевронов и сопел, использованные в опытах [1], полностью воспроизвести в расчетах не удалось, но, по-видимому, можно считать, что принятые схемы в достаточной мере близки к объектам исследования.

На фиг. 1 приведена схема сопла с шевронами, которая использована в качестве исходной конфигурации для расчетного исследования. Показаны контуры внешней и внутренней частей сопла. Они близки к контурам сопел, исследованных в экспериментах [1], где сменные шевроны одевались на коническое сужающееся сопло с углом наклона образующей 6° . При расчетах углы их наклона по отношению к направлению оси сопла α изменялись в диапазоне $(-40-12^\circ)$, их число 12, шевроны плоские, треугольной формы. Их длина L соответствовала моделям в экспериментах и анализе [1–3], а величина по отношению к диаметру сопла D : $L^0 = L/D$ имела значения 0.1 и 0.2, что отвечало длинам 10 и 20 мм в экспериментах [1]. Основания шевронов были расположены вплотную друг к другу.

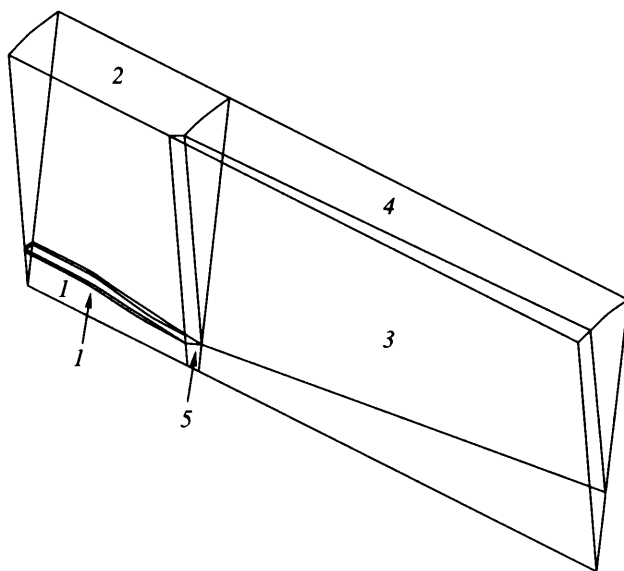
Внутренний и внешний контуры сопла, принятые в расчетах, плавно сопрягались с цилиндрической частью сопла в сечении $x = 0$ на фиг. 1.

Для проведения расчетов применены разработанные численный метод и программа для интегрирования уравнений Рейнольдса. Они замыкались моделью для турбулентной вязкости ν_t –90 [6, 7]. В численном методе использована неявная конечно-разностная релаксационная схема со вторым порядком аппроксимации по пространственным переменным, представленная в [8].

Для определения характеристик обтекания сопла необходимо включение в расчетную область части области, занятой струей, истекающей из сопла.

Для расчета параметров струи в неподвижной среде обычно используется струйное течение в спутном потоке малой скорости. Поскольку скорость подтекания к струе составляет 4–5% от скорости струи [9], можно предполагать, что при задании значения скорости внешнего спутного потока 2–3% от скорости истечения моделирование течения в начальном участке струи будет достаточно точным. Такой подход позволяет избежать серьезных вычислительных трудностей, которые возникают при моделировании течения в неподвижной окружающей среде.

На фиг. 2 показана эмпирически (путем проб) подобранная конфигурация расчетной области при спутном потоке с числом $M_\infty = 0.025$ для случаев истечения струи при отношениях полного давления p_c перед соплом к статическому давлению p_∞ в окружающей среде $p_c^0 = 1.7 - 2.4$ ($p_c^0 = p_c/p_\infty$).



Фиг. 2. Схема расчетной области: 1 – течение внутри сопла, 2 и 4 – внешнее течение, 3 – струйное течение, 5 – шеврон

Расчетная область выбиралась из условия периодичности расположения шевронов и составляла $1/24$ кругового сечения сопла. Ее начало удалено вверх по потоку, как показано на фиг. 2, конец находился на удалении 6–11 диаметров от среза сопла, радиус составлял 10–24 радиусов сопла. Таким образом, рассчитывались течение внутри и вне сопла, обтекание шевронов и течение в струе.

На границах расчетной области задавались граничные условия: внутри сопла (слева на фиг. 2) – постоянство полных параметров и направление вектора скорости, справа выдерживалась величина p , близкая к p_{∞} , на стенках – условия прилипания и отсутствие теплоподвода, на остальных границах – условия отсутствия отражения.

Расчет проводился для двух значений перепада давления на сопле $p_c^0 = 1.7$ и 2.4 . При моделировании истечения затопленной струи скорость на левой границе расчетной области соответствовала $M_{\infty} = 0.025$. Рассматривались также условия взлета, при этом задавались значения $M_{\infty} = 0.25$ и 0.5 .

Расчетная сетка содержала $(1-1.5) \cdot 10^6$ узлов; время расчета одного варианта при использовании одного процессора с частотой 1 ГГц составляло около 30 ч.

Расчетная область охватывала несколько частей турбулентного течения при распространении струи из сопла с шевронами и в результате расчетов можно было проанализировать следующие его элементы:

- 1) обтекание шеврона и формирование слоя смешения при наличии существенных вторичных течений (поперечных перетеканий);
- 2) развитие слоя смешения при наличии возникающей продольной завихренности, созданной шевронами, при постепенном ее исчезновении;
- 3) эволюция турбулентного струйного течения за соплом с шевронами.

Решение задачи обтекания шевронов позволяет ответить на вопрос о влиянии шевронов на тяговые характеристики сопла и о величине продольной завихренности, которая определяет акустическое воздействие шевронов [2].

Что касается п. 2 и 3, то полученные в результате проведенных расчетов данные имеют качественный характер. Проблема состоит в том, что продольная завихренность заметно влияет на свойства турбулентного переноса ([2, 3]), что может быть предметом анализа при моделировании турбулентности. Как показывает опыт расчетов турбулентных течений при наличии продольной завихренности, в частности расчетов развития следа за самолетом [10], в настоящее время нет достаточно адекватного описания взаимодействия завихренности, создаваемой обтекаемым объектом, с турбулентностью в сдвиговом течении.

Рассматриваемое течение полагалось вязким и турбулентным. Число Re соответствовало $1.3 \cdot 10^6$, что существенно больше, его критического значения. При расчете моделировалось начало нарастания пограничного слоя от сечения перехода от длинной цилиндрической части к сужающемуся каналу сопла (см. фиг. 1), т.е. потери на трение как снаружи, так и внутри сопла, обусловлены трением на стенках сужающейся части сопла.

2. Тяговые и расходные характеристики шевронных сопел. Задавались полные параметры потока на входе в канал сопла. Значения расхода, импульса и тяги определены путем интегрирования соответствующих величин параметров, получаемых в результате расчета

$$G = \iint_S \rho u dS_x, \quad I = \iint_S (p + \rho u^2) dS_x, \quad R = \iint_S (p - p_\infty + \rho u^2) dS_x$$

Здесь G , I и R – расход, импульс и тяга, dS_x – проекция элементарной площадки в направлении оси сопла, p – давление, u – скорость, ρ – плотность.

Интегрирование осуществляется по сложной поверхности S , которая покрывает область выхода потока из сопла. Она включает в себя круговую область, опертую своей границей на концы шевронов, и треугольные межшевронные поверхности.

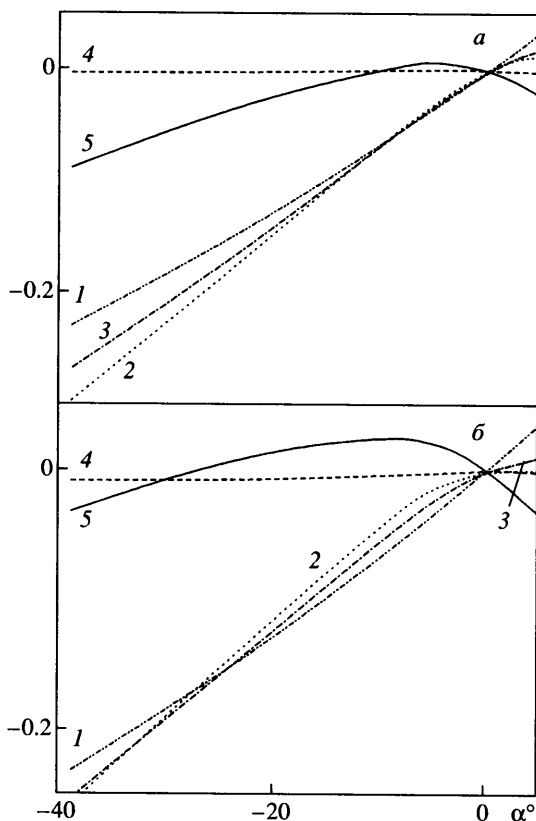
Основное воздействие шевронов на поток происходит из-за изменения эффективной площади выхода из сопла, уменьшающейся при их загибании внутрь. Однако геометрически эту площадь определить однозначно невозможно, она всегда будет условным параметром. В связи с этим при необходимости рассматривается “площадь выхода сопла в свету”, которая получается вычитанием из площади сечения среза сопла площади проекций шевронов на эту плоскость. Все изменения характеристик шевронных сопел отсчитывались от “нулевого” уровня, где сопло не имеет шевронов, а затем к нему пристраиваются шевроны и загибаются к оси (–) или от нее (+).

В результате полученные данные отражают прежде всего изменение характеристик сопла из-за дросселирующего действия шевронов. При этом уменьшается импульс струи, а значит, и тяга сопла. Изменение удельных параметров происходит в существенно меньшей степени. На фиг. 3, приведены результаты расчетов характеристик сопел по тяге и расходу для $L^0 = 0.2$ при изменении угла α и значения p_c^0 .

Обозначения приведены ниже.

№	1	2	3	4	5
Параметр	dS°	dF°	dI°	dC_r°	dC_m°

Здесь S_0 – исходная площадь среза сопла, $dS^\circ = dS/S_0$ – относительное затенение в свету площади среза; F_0 – расход через сопло без шевронов, $dF^\circ = dF/F_0$ – относительное его приращение из-за их воздействия; I_0 – исходное значение импульса в выходном сечении сопла, $dI^\circ = dI/I_0$ – относительное его приращение из-за наличия шевронов; C_{r0} – коэффициент внутренней тяги сопла без шевронов (определен по отношению к идеальной тяге сопла, вычисленной по значениям полного давления и расхода),



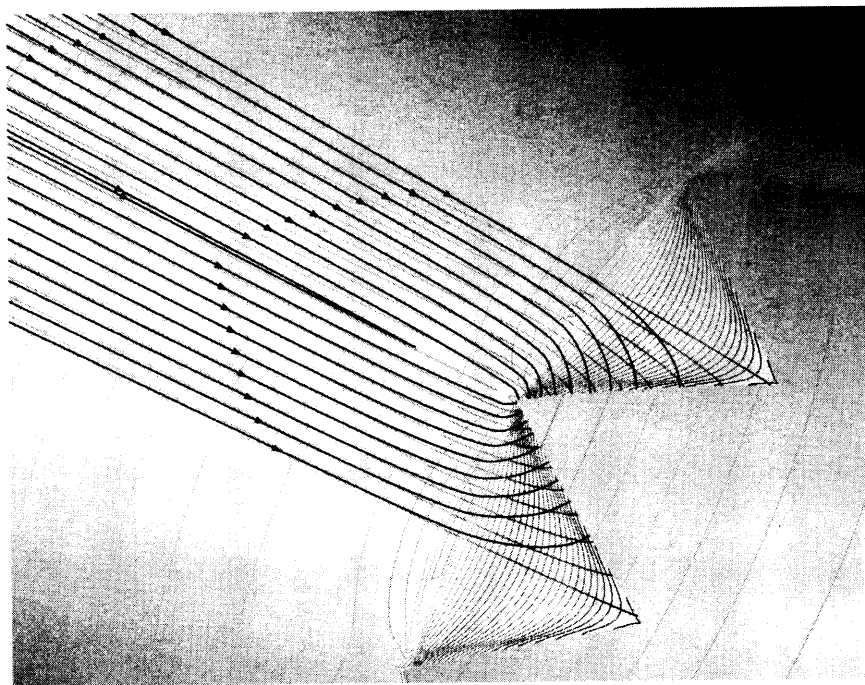
Фиг. 3. Зависимости тяговых и расходных параметров шевронных сопел от угла α при $M_\infty = 0.025$, $L^\circ = 0.2$: а – $p_c^0 = 1.7$; б – 2.4

$dC_r^0 = dC_r/C_{r0}$ – относительное его приращение из-за действия шевронов; C_{m0} – исходное значение коэффициента расхода сопла, $dC_m^0 = dC_m/C_{m0}$ – относительное его приращение из-за воздействия шевронов (коэффициент расхода сопла определяется по условной величине площади выходного сечения сопла $S_0 - S$, т.е. по площади выхода сопла в свету).

Фигура 3 показывает, что при $p_c^0 = 2.4$ влияние воздействия шевронов на тяговые и расходные характеристики более сильное, чем при $p_c^0 = 1.7$, и это проявляется также в значении удельных параметров. Аналогичные данные были получены для более коротких шевронов с $L^\circ = 0.1$. Согласно расчетам, эффекты их воздействия на рассмотренные параметры в 2–3 раза меньше.

В результатах, представленных на фиг. 3, все значения параметров отсчитываются от величин, полученных для $\alpha = 0$. При $p_c^0 = 1.7$ и 2.4 характеристики сопла для $\alpha = 0$ не отличимы от характеристик сопла без шевронов. Это обусловлено наличием цилиндрического участка на конце сопла.

Некоторое “аномальное” поведение зависимости коэффициента расхода обусловлено определением площади сопла. Она для случая шевронов, загнутых внутрь, опре-



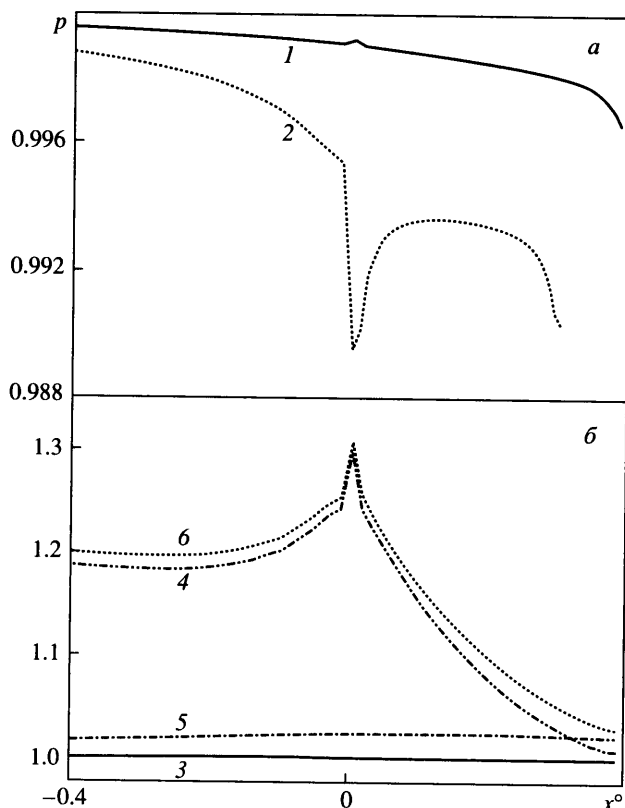
Фиг. 4. Пристенные линии тока при $p_c^0 = 2.4$ для сопла с шевронами; линии тока и изолинии скорости на наружной (темные кривые) и внутренней поверхностях сопла

делялась по площади выхода в свету. По-видимому, фактическое значение площади выхода несколько больше, из-за наличия свободного пространства между шевронами. Из-за этого формально определяемое значение коэффициента расхода превышает единичное значение. В случае когда шевроны отогнуты наружу, площадь выхода определялась как сумма площади кругового сечения среза сопла и площади проекции пространства между шевронами на плоскость, перпендикулярную оси сопла.

При наклонении шевронов к оси сопла возникает вытесняющий эффект, уменьшающий эффективную площадь сопла. Другой эффект – это эжекция в межшевронное пространство воздуха движущегося над шевронами.

Пристенные линии тока с внутренней и внешней сторон сопла и шевронов на фиг. 4 определены посредством экстраполяции значений скорости во внешней части пограничного слоя на стенку. Видно, что линии тока на внешней поверхности сопла заметно искривлены, что является следствием эжектирующего воздействия струй, выходящих между шевронами из-за их вытесняющего воздействия. Это приводит к изменению удельных параметров сопла, поскольку влияет на распределение давления на поверхности шеврона.

Значения статического давления вдоль оси симметрии шеврона для внутренней и наружной его частей приведены на фиг. 5 (здесь и в дальнейшем $x = 0$ соответствует сечению начала шевронов, $x^\circ = x/R$, $R = D/2$). При малой скорости внешнего течения вследствие эжектирующего воздействия потока, движущегося между шевронами, наблюдается понижение давления, по сравнению со статическим давлением p_∞ (фиг. 5,а). Но это снижение давления в самом ярко выраженном случае ($\alpha = -39^\circ$, $M_\infty = 0.025$) создает небольшое кормовое сопротивление из-за незначительной величины разрежения ($0.006p_\infty$) и малой площади шеврона. При предельных углах наклона шевронов (-40°) удельная тяга C_r уменьшается приблизительно на 1%.

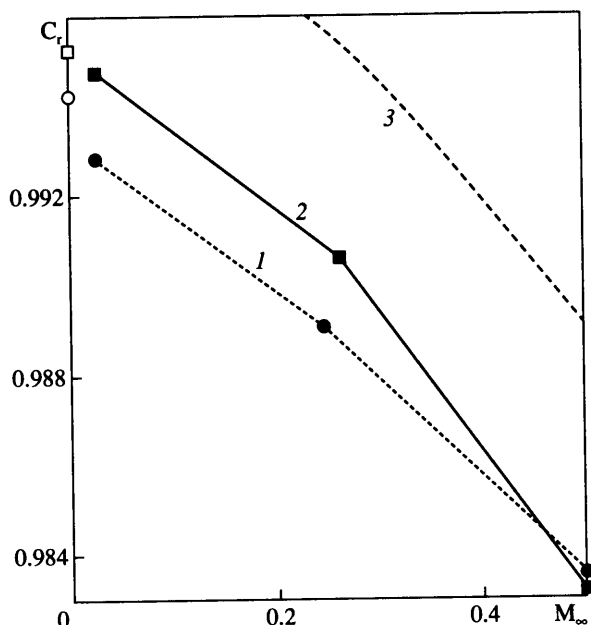


Фиг. 5. Распределения относительного статического давления вдоль осевой линии шеврона при $p_c^0 = 1.7$, $L^\circ = 0.2$: а – по наружной поверхности, $M_\infty = 0.025$, 1, 2 – $\alpha = -6^\circ$, -39° ; б – $\alpha = -8.33^\circ$, 3, 5 по внутренней поверхности, 4, 6 – по наружной, 3, 4 – $M_\infty = 0.025$; 5, 6 – 0.5

Распределения давления p вдоль осевой линии шеврона при разных значениях скорости внешнего потока на фиг. 5, б показывают, что обтекание шевронов имеет как сходство с обтеканием конического сопла, так и отличие, обусловленное изменением структуры потока.

В связи с этим целесообразно проанализировать воздействие шевронов на тяговые характеристики сопла, сопоставляя их с данными для конического насадка. В [1–3] наилучшие результаты по их влиянию на шум струи получены при длине $L^\circ = 0.2$ и $\alpha = -(6-10^\circ)$. Исходя из этого, для анализа выбрано значение $\alpha = -8.33^\circ$. На фиг. 6 сопоставлены значения эффективной тяги сопла C_r , определяемой по интегралу сил, действующих на внутренней и наружной поверхностях сопла, с внутренней тягой сопла, и значения C_r при различных скоростях внешнего потока. Показаны интегральные тяговые характеристики, рассчитанные для сопла с шевронами –(1) и конического насадка –(2) при $M_\infty \in \{0.025, 0.25, 0.50\}$, даны также значения коэффициентов внутренней тяги ($M_\infty = 0$).

Расчеты течения для конического насадка проводились по той же программе и при тех же условиях, как при расчете шевронных сопел. Длина конического насадка равна длине шеврона. Угол конуса подобран таким образом, чтобы совпадали расходы для шевронного и конического сопел при $p_c^0 = 1.7$ (при этом угол конуса -5°).

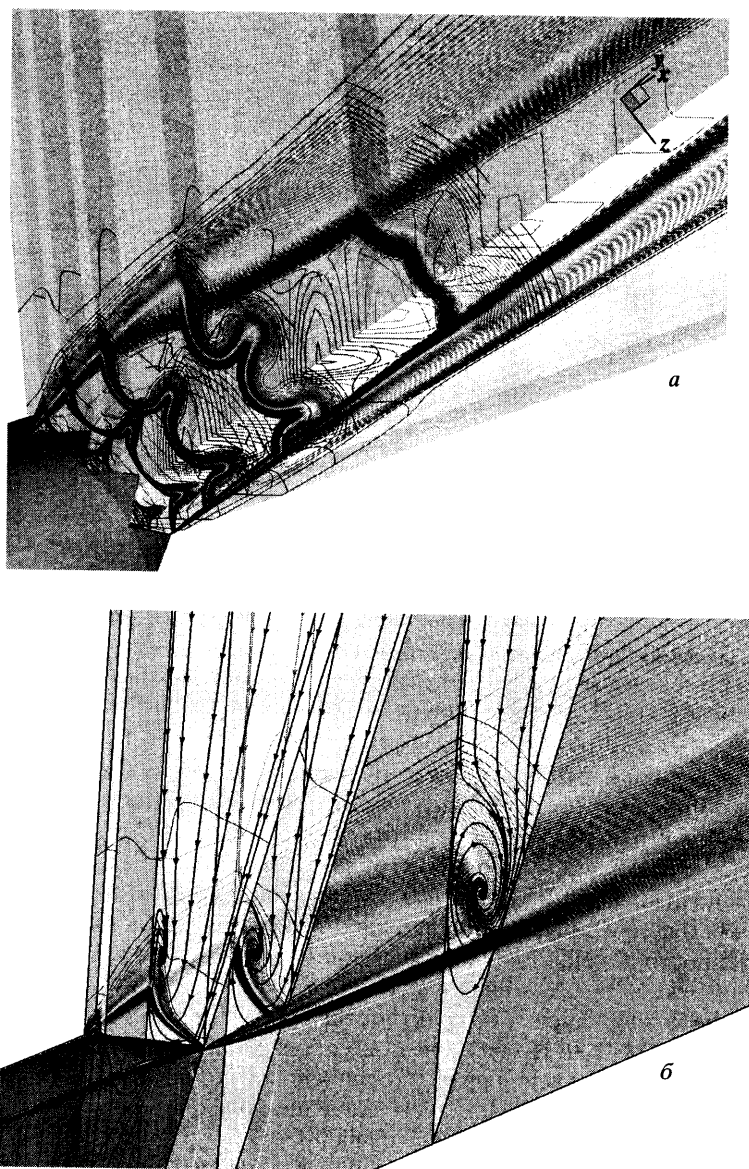


Фиг. 6. Зависимости значений эффективной тяги C_r шевронного ($\alpha = -8.33^\circ$) и эквивалентного конического сопел от M_∞ для $p_c^0 = 1.7$, $L^\circ = 0.2$: 1 – с шевронами, 2 – с коническим насадком, 3 – вклад потерь тяги на внешней сужающейся части сопла

Так как построить картину внешнего обтекания при $M_\infty = 0$ не удастся, то получить данные об эффективной тяге сопел при $M_\infty = 0$ можно только экстраполяцией зависимостей на фиг. 6 на $M_\infty = 0$. Соответствующие значения C_r равны 0.9951 и 0.9932 для конического насадка и шевронного сопла. На фиг. 6 приведены значения коэффициентов внутренней тяги: 0.9952 и 0.9942 для конического и шевронного сопел. Хотя различия в полученных величинах параметров невелики, они отражают физические особенности течения на выходе из сопла. Для рассмотренной конфигурации в случае конического насадка внешнее течение при $M_\infty = 0$ не сказывается на тяге сопла: значение коэффициента C_r практически совпадает со значением, полученным экстраполяцией на $M_\infty = 0$. Но наличие дополнительной эжекции между шевронами, создающее понижение давления на их внешней поверхности, приводит при $\alpha = -8.33^\circ$ к потере тяги на уровне 0.1%. При этом значение коэффициента внутренней тяги у такого сопла ниже, чем у конического еще на 0.1%.

При $M_\infty = 0.5$ потери тяги возрастают приблизительно на 1% по сравнению с $M_\infty = 0$. Следует заметить, что основная часть этих потерь обусловлена трением и понижением давления на конической части сопла, учитываемых в расчете. На фиг. 6 (кривая 3) показана гипотетическая зависимость эффективной тяги от M_∞ при отсутствии потерь внутренней тяги. Она характеризует потери на внешней сужающейся части сопла, предшествующей шевронам и коническому насадку. Видно, что потери внешнего обтекания доминируют при $M_\infty > 0.3$.

При наличии внешнего потока скорость движения воздуха на внешней части сопла увеличивается и понижение давления становится более заметным. Это сказывается на величине эффективной тяги. При $M_\infty = 0.5$ соотношение между потерями тяги для конического и шевронного сопел изменяется. Наличие межшеvronного пространства с "подпиткой" от выхлопной струи, по-видимому, приводит к меньшему понижению давления на поверхности, и тяговые характеристики сопла с шевронами становятся



Фиг. 7. Поля течения при распространении струи из сопла с шевронами (изолинии скорости): *a* – структура струи при $p_c^0 = 2.4$; *б* – течения (линии тока) в поперечном сечении струи (первое сечение проведено по концам шевронов) при $p_c^0 = 1.7$

лучше, чем у конического. Для условий крейсерского полета ($M_\infty = 0.85$) эти эффекты, возможно, будут еще более значительными.

Согласно расчетам суммарные потери тяги без внешнего потока для сопел с шевронами, снижавшими, по данным [1], суммарный шум струи на 2–2.5 дБ, составляют около 0.5%. По-видимому, это значение можно считать базовым. Поскольку снижение акустической мощности струи при использовании шевронных сопел, согласно данным [1–3], достигало 2 дБ, можно полагать, что эффективность акустического воздействия шевронов значительна, и больше, чем 3 дБ, на процент потерь тяги.

Если же учесть, что при $M_\infty = 0$ разница значений эффективной тяги для конического и шевронного сопел составляет всего 0.2%, то можно считать, что эффективность составляет 10 дБ на 1% потерь тяги. При наличии внешнего потока имеет место одновременное улучшение акустических и относительных тяговых характеристик сужающихся сопел при использовании шевронов.

3. Результаты расчетов структуры струйного течения. Из-за вычислительных трудностей при расчете затопленной струи задавалась скорость внешнего потока, соответствовавшая $M_\infty = 0.025$. Опыт расчета турбулентных струй [9] показывает, что при этом можно с достаточной точностью отождествлять результаты расчетов с течением в затопленной струе.

Картины течения в струях на фиг. 7 показаны изолиниями числа M . Следует отметить, что полученные результаты расчета осесимметричной струи по использованной программе для трехмерного течения хорошо согласуются с известными данными для турбулентных струй [9]. Так, длина начального участка при $p_c^0 = 2.4$ составляет около шести–семи диаметров сопла, а при $p_c^0 = 1.7$ порядка пяти, что свидетельствует о достаточной адекватности используемого метода расчета.

Результаты расчета турбулентной струи, распространяющейся из сопла при $\alpha = -8.33^\circ$ ($L^\circ = 0.2$, $p_c^0 = 2.4$), на фиг. 7,а показывают, что на выходе из сопла с шевронами из-за взаимодействия потока с ними возникает интенсивное вторичное течение. Из-за вытесняющего действия загнутых внутрь шевронов поток “выбивается” наружу, создавая интенсивное поперечное течение.

Это демонстрируют результаты расчетов пристеночных линий тока на фиг. 4. Линии тока как вблизи внутренней поверхности сопла, так и особенно на его внешней поверхности, обрываясь на кромках шевронов, заметно искривлены.

Сравнение структур поля течения для $p_c^0 = 1.7$ и 2.4, показывает, что при сверхзвуковом перепаде давления на сопле между шевронами возникает более интенсивное радиальное течение, появляется большее выбивание потока струи между шевронами.

В укрупненном масштабе изолинии числа M и структура вторичных течений при обтекании шеврона ($p_c^0 = 1.7$) представлены на фиг. 7,б. Отчетливо видны вихревые структуры.

В [2, 3] показано, что интенсивность вторичных течений, возникающих на выходе из сопла с шевронами можно связать с параметром γ_i , представляющим собой безразмерную величину продольной завихренности и характеризующим интенсивность вихревого движения, создаваемого шевронами в плоскости, перпендикулярной оси струи.

Величина γ_i связана со значением циркуляции Γ_i в рассматриваемом при расчете секторе поперечного сечения области течения [2, 3]

$$\gamma_i = \frac{\Gamma_i}{u d_i}, \quad \Gamma_i = \left(\int_S \rho u w dz + \int_S \rho u v dy \right) (\rho u)^{-1}$$

Здесь u – продольная, v и w – поперечные компоненты скорости, y и z – поперечные декартовы координаты, интеграл берется по контуру указанного сектора, $d_i = \sqrt{D^2/n}$; n – число шевронов. Переходя к интегрированию по площади F этого сектора, имеем

$$\Gamma_i = \frac{1}{\rho u} \int_F \left[\frac{\partial}{\partial y} (\rho u w) - \frac{\partial}{\partial z} (\rho u v) \right] dy dz \quad (3.1)$$

№	L°	$-\alpha^\circ$	p_c^0	M_∞
1	0.2	8.33	1.7	0.025
2	0.2	8.33	2.4	0.025
3	0.1	22	2.4	0.025
4	0.1	6	2.4	0.025
5	0.1	22	1.7	0.025
6	0.1	6	1.7	0.025
7	0.2	8.33	1.7	0.25
8	0.2	8.33	1.7	0.5

Оценки значений γ_i для различных вариантов шевронов проведены в [2, 3] при упрощающих предположениях, соответствующих условиям $u = u_0$ и $\rho = \text{const}$ в (3.1). Тогда для Γ_i получим

$$\Gamma_i = \int_F \left(\frac{\partial w}{\partial y} - \frac{\partial v}{\partial z} \right) dy dz$$

Интеграл берется по площади внутри контура, включающего в себя половину шеврона (как это заложено в схему для расчета течения, индекс i обозначает, что выбран элемент потока).

Формирование продольной завихренности при обтекании шевронов иллюстрируют линии тока на фиг. 7,б, построенные в поперечных сечениях течения за выходным сечением сопла.

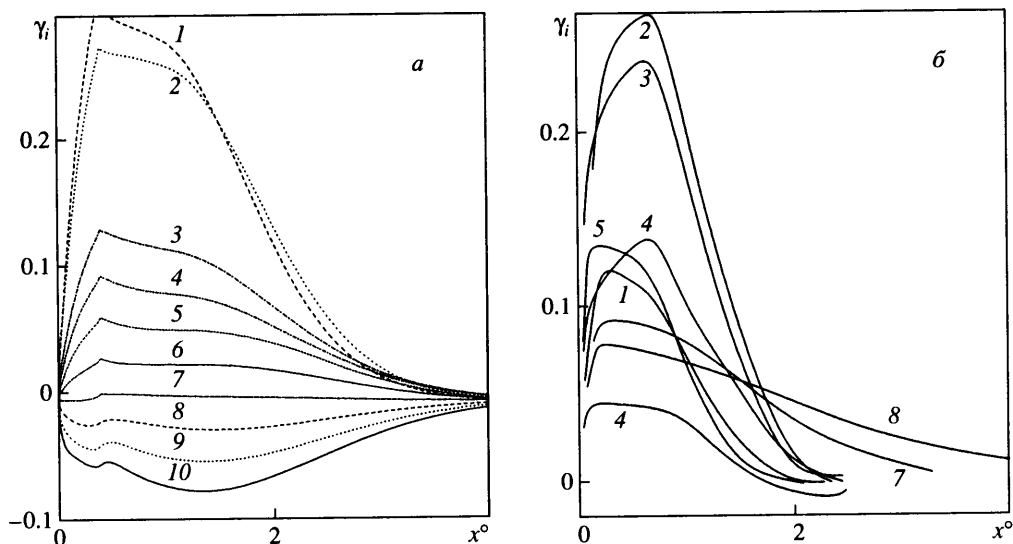
Вследствие взаимодействия потока с кромками шевронов значения циркуляции и соответственно параметра γ_i возрастают вдоль потока на протяжении длины шеврона. Вблизи его конца парные вихри, создаваемые шевроном с двух его сторон, начинают взаимодействовать. Поскольку значения завихренности для них одинаковы, но циркуляция имеет противоположные знаки, на некотором расстоянии от конца шеврона возникшая завихренность исчезает и значение $\gamma_i \approx 0$.

Результаты расчета значений параметра γ_i , характеризующего продольную завихренность для $p_c^0 = 1.7$ и 2.4 в виде зависимостей $\gamma_i(x)$ представлены на фиг. 8 для разных значений углов наклона шевронов, длины шевронов и скорости внешнего потока. Продольная координата x отсчитывается от сечения, где начинаются шевроны, и отнесена к радиусу сопла. На фиг. 8,а приведены данные, характеризующие влияние на завихренность угла наклона α для $L^\circ = 0.2$.

В потоке вдоль шеврона происходит формирование завихренности, значения γ_i увеличиваются, стабилизируются, затем начинается взаимодействие парных вихрей, происходит их взаимное уничтожение и значение γ_i становится нулевым.

На фиг. 8,б сопоставлены результаты расчетов при изменении углов наклона шевронов, их длины и параметров потока: значений перепада давления на сопле и числа M_∞ . Номера кривых и значения параметров приведены в таблице.

Максимальное значение завихренности практически пропорционально длине шеврона L и углу его наклона к оси α . Увеличение перепада давления приводит к некоторому росту значения γ_i .



Фиг. 8. Изменения безразмерной завихренности γ_i вдоль струи для разных углов установки шевронов (кривые 1–10 соответственно на фиг. 8,а) $\alpha = -39, -22, -8.33, -6, -4, -2, 0, +2, +4, +6^\circ$. При $p_c^0 = 1.7$ и $M_\infty = 0.025$ (а); при вариации геометрии и скоростей (б) – обозначения в таблице

Следует отметить, что значения параметра γ_i , полученные в результате численного расчета, удовлетворительно согласуются со значениями приближенных оценок в [2, 3], соответствующих $L^\circ = 0.1$ и 0.2 , показанных ниже:

$-\alpha$, град	6	6	22	39
–	$L = 0.1D$	$L = 0.2D$	–	–
γ_i	0.05	0.08	0.2–0.3	0.25–0.5

Поскольку основное назначение шевронов это снижение шума реактивной струи, который существен при взлете, для качественного анализа воздействия внешнего потока на обтекание шеврона выбраны значения $M_\infty \approx 0.25$ и 0.5 . Значения γ_i для соответствующих конфигураций шевронов на фиг. 8,б несколько снижаются по сравнению с данными для $M_\infty = 0.025$. Следует заметить, что это уменьшение невелико (около 20%), что не должно приводить к заметному падению эффективности акустического воздействия шевронов. Можно предположить, что хотя продольная завихренность и уменьшилась, она должна воздействовать на процесс порождения турбулентности, который, в свою очередь, менее интенсивен при наличии спутного потока. Данные расчетов показывают, что в этом случае ненулевое значение завихренности имеет место в области течения с большей протяженностью. Следовательно, можно ожидать, что воздействие шевронов на шум струи при наличии спутного потока не уменьшится.

Заключение. На основании численных расчетов вязкого течения путем интегрирования уравнений Рейнольдса с дифференциальной моделью турбулентности $v_i - 90$ определена структура потока при истечении из сужающегося сопла с 12 шевронами. На основании расчетов определены тяговые и расходные характеристики сопла с шевронами.

Результаты численного исследования показали, что при обтекании шевронов возникает течение с продольной завихренностью в слое смешения струи, значение которой увеличивается с наклоном шевронов к оси сопла и соответствует известным оценкам.

Установлено, что действие шевронов на течение в сопле подобно влиянию стенки конического сужающегося сопла. При загибании шевронов к оси сопла уменьшаются абсолютные значения расхода и импульса струи главным образом за счет вытесняющего действия шевронов (уменьшения площади выходного сечения сопла). Увеличение потерь эффективной внутренней тяги по сравнению с коническим соплом составляло величину порядка 0.2%. При наличии внешнего потока потери тяги для шевронного сопла практически совпадают с таковыми для эквивалентного конического сопла и увеличиваются на 0.5 и 1% при $M_\infty = 0.25$ и 0.5 по сравнению с $M_\infty = 0$.

Авторы выражают благодарность Л.Л. Остроменской за помощь при оформлении материалов работы.

Работа выполнена при финансовой поддержке Государственной программы поддержки ведущих научных школ (НШ-2124.2003.1).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Krasheninnikov S.Yu., Mironov A.K., Pavlyukov E.V., Jitenev V.K.* An investigation of possibility of turbo engine exhaust jet noise reduction using chevron nozzles // Proc. 6th Intern. Symp. "Transport Noise and Vibration". St. Peterburg, Russia: Publ. EЕАА. 2002. P. 7.
2. *Крашенинников С.Ю., Миронов А.К.* Воздействие продольной компоненты завихренности, формирующейся в источнике турбулентной струи, на ее акустические характеристики // Изв. РАН. МЖГ. 2003. № 5. С. 43–59.
3. *Krasheninnikov S.Yu., Mironov A.K.* Turbulent Jet Acoustic Characteristics Behavior Under Additional Vorticity Creation In Jet Origin // 10th Intern. Cong. on Sound and Vibration. ICSV10. Stockholm: Sweden Pub. IIAV. 2003. P. 8.
4. *Saiyed N.H., Mikkelsen K.L., Bridges J.E.* Acoustics and thrust of quiet separate-flow high-bypass-ratio nozzles // AIAA Journal. 2003. V. 41. № 3. P. 372–378.
5. *Townsend A.A.* The Structure of Turbulent Shear Flow. Cambridge: Cambridge Univ. Press, 1956. *Таунсенд А.А.* Структура турбулентного потока с поперечным сдвигом. М.: Изд-во иностр. лит., 1959. 400 с.
6. *Козлов В.Е., Секундов А.Н., Смирнова И.П.* Модели турбулентности для описания течения в струе сжимаемого газа // Изв. АН СССР. МЖГ. 1986. № 6. С. 38–44.
7. *Гуляев А.Н., Козлов В.Е., Секундов А.Н.* К созданию универсальной однопараметрической модели для турбулентной вязкости // Изв. РАН. МЖГ. 1993. № 4. С. 69–81.
8. *Gouskov O.V., Kopchenov V.I., Nikiforov D.A.* Flow numerical simulation in the propulsion elements of aviation space system within full Navier-Stokes equations // Proc. Intern. Conf. Methods of Aerophysical Research. Novosibirsk, 1994. Pt 1. P. 104–109.
9. *Абрамович Г.Н., Гиринович Т.А., Крашенинников С.Ю. и др.* Теория турбулентных струй. М.: Наука, 1984. 716 с.
10. *Спаларт Ф.Р., Стрелец М.Х., Травин А.К., Шур М.Л.* Моделирование турбулентного вихревого следа за механизированным крылом // Изв. РАН. МЖГ. 2001. № 5. С. 64–72.

Москва

Поступила в редакцию
15.III.2004