

УДК 533.06

## ДВУМЕРНОЕ ЧИСЛЕННОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ПУЛЬСИРУЮЩЕЙ СПУТНОЙ СТРУИ

© 2021 г. Юй-Чжэ Чжан<sup>a</sup>, Хэ-Юн Сюй<sup>a,\*</sup>, Юй-Вэй Чу<sup>a</sup>, Юэ Сюй<sup>b</sup>

<sup>a</sup> National Key Laboratory of Science and Technology on Aerodynamic Design and Research, Northwestern Polytechnical University, Xi'an, 710072, P.R. China

<sup>b</sup> Chinese Aeronautical Establishment, Beijing, 100029, P.R. China

\*E-mail: xuheyong@nwpu.edu.cn

Поступила в редакцию 27.02.2020 г.

После доработки 25.07.2020 г.

Принята к публикации 20.10.2020 г.

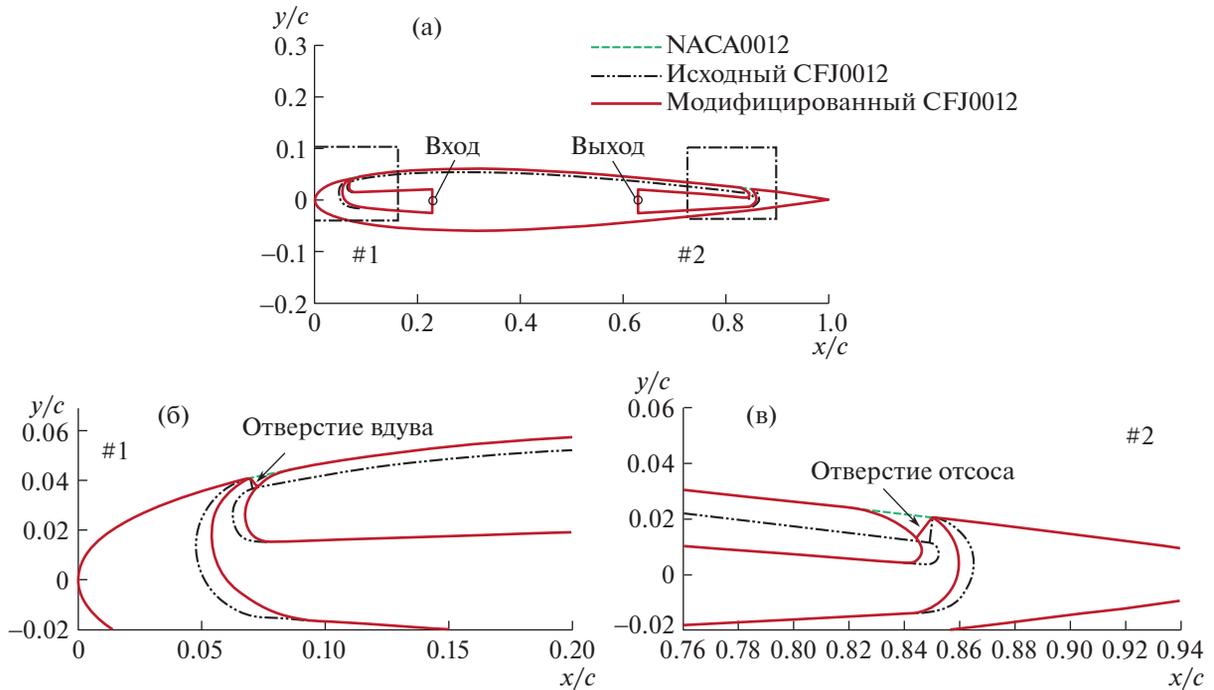
Численно исследованы обтекание профиля при наличии спутной струи и влияние параметров пульсаций на величину подъемной силы и затраты энергии. Предварительно вводится усовершенствованная форма канала струи на обычном профиле со спутной струей. Благодаря введенной модификации, увеличен на 3° запас по срыву, а также подъемная сила, тогда как сопротивление профиля значительно снижено. Далее рассмотрено и детально проанализировано влияние таких параметров, как форма импульса, в том числе прямоугольная и синусоидальная, коэффициент заполнения и частота импульсов, на подъемную силу и затраты энергии. Сделан вывод, что, по сравнению со случаем стационарной спутной струи, использование пульсирующей спутной струи позволяет добиться преимуществ в подавлении отрыва и существенного увеличения подъемной силы при ограниченных энергозатратах. Так, при угле атаки 20° в случае стационарной спутной струи имеет место мощный отрыв, тогда как при пульсирующей струе с прямоугольной формой импульса течение на верхней поверхности профиля остается полностью присоединенным. Подъемная сила в случае прямоугольного импульса больше, чем в случае импульса синусоидальной формы. Полученные результаты также показывают, что уменьшение коэффициента заполнения и частоты импульсов может привести к увеличению подъемной силы, но при больших энергозатратах.

*Ключевые слова:* управление течением, спутная струя, пульсирующая струя, форма импульса, коэффициент заполнения импульсов, частота импульсов

**DOI:** 10.31857/S0568528121030130

В последние годы все большее внимание уделяется управлению течениями как средству улучшения аэродинамических характеристик тел. В зависимости от того, используется ли при этом внешняя энергия, методы управления течением делятся на пассивные и активные. Пассивные методы включают установление вихрегенераторов [1, 2], закрылков Герни [3–5] и т.д. К активным методам относятся использование синтетических струй [6–8], плазменное управление течением [9, 10], управление циркуляцией [11–13], спутные струи, рассматриваемые ниже, и т.д. Активное управление течениями нашло широкое применение в последние годы, благодаря своей большой гибкости, так что в этом направлении проводится все большее количество исследований.

Профиль со спутной струей, предложенный в работе [14], имел отверстие (щель) для вдува вблизи от передней кромки на стороне разрежения и отверстие (щель) отсоса вблизи задней кромки. Он разработан в рамках концепции активного управления потоком при помощи вдува струи с нулевым суммарным расходом жидкости. В обычном профиле со спутной струей часть поверхности на стороне разрежения между отверстиями вдува и отсоса непосредственно удаляется из профиля и заменяется длинным каналом, по которому протекает струя. Высокоэнергичная струя поступает из отверстия вдува по касательной к поверхности и затем забирается в отверстие отсоса с тем же массовым расходом (рис. 1а). Механизм управления [15] заключается в том, что турбулентный сдвиговый слой между пристенной струей и основным потоком вызывает сильные турбулентные диффузию и смешение, которые способствуют переносу энергии от струи к основному потоку, помогая последнему преодолеть сильный встречный градиент давле-



**Рис. 1.** Сравнение профилей NACA0012, CFJ0012 (исходного) и CFJ0012 (модифицированного) (а), увеличенное изображение профиля вблизи передней кромки (б) и увеличенное изображение профиля вблизи задней кромки (в).

ния при больших углах атаки (AoA), так что течение остается присоединенным. Эта высокоэнергичная струя ускоряет течение на верхней стороне профиля и увеличивает подъемную силу посредством усиления циркуляции течения вокруг профиля. Струя заполняет дефицит в профиле скорости в следе за профилем и снижает сопротивление [15]. Помимо того, поскольку не возникает необходимости брать воздух из двигателя, а нулевой суммарный массовый расход достигается посредством внутренней циркуляции, создается возможность не влиять на показатели работы двигателя и значительно сократить расход энергии, сохраняя высокую аэродинамическую эффективность. Эксперименты в аэродинамической трубе и численное моделирование обтекания статического профиля [16] показывают, что профиль со спутной струей может значительно увеличить подъемную силу, уменьшить сопротивление и увеличить запас по срыву потока.

В последующих работах исследовалось влияние стационарных параметров, таких как коэффициент импульса струи и размер и расположение отверстий вдува и отсоса [17, 18], а также само наличие отверстия отсоса [19, 20]. В работе [21] на основании экспериментальных исследований сделан вывод, что преимущества профиля со спутной струей особенно очевидны, когда коэффициент импульса находится в некотором диапазоне значений. Принцип профиля со спутной струей был также рассмотрен применительно к случаям воздушного винта [22] и ветровой турбины [23, 24].

Предыдущие исследования [23–25] показали, что наличие канала для протекания струи создает дополнительное сопротивление и уменьшает подъемную силу в случае, когда сама струя отсутствует. В настоящей работе сделана попытка усовершенствовать традиционный струйный канал и далее исследовать влияние пульсирующей спутной струи на подъемную силу и энергетические затраты улучшенного профиля. Статья построена следующим образом. В разделе 1 описаны модели профилей и численная методика, использованная в дальнейшем моделировании, а также основные параметры профиля со спутной струей. В разделе 2 приведены результаты высокоточного численного моделирования течений при наличии стационарной и пульсирующей струй. В Заключение подводятся итоги исследования.

## 1. МОДЕЛЬ И МЕТОДИКА

### 1.1. Модели профилей

В настоящей работе в качестве базового профиля взят профиль NASA0012, а традиционный (предыдущий) профиль со спутной струей, спроектированный в [14], подвергнут усовершенствованию. В усовершенствованном (настоящем) профиле сохранена неизменной основная часть стороны разрежения базового профиля. Кривые тщательно рассчитаны, чтобы обеспечить плавный переход между стенкой воздушной камеры и поверхности разрежения. Передняя и задняя точки на поверхности находятся на расстояниях 8.52% $c$  и 82.11% $c$  от передней кромки соответственно. Высота отверстия вдува составляет 0.45% $c$  и оно находится на расстоянии 7% $c$  от передней кромки. Высота отверстия отсоса составляет 0.90% $c$  и оно находится на расстоянии 85% $c$  от передней кромки. Длина хорды  $c = 1.7387$  м. Далее профиль со спутной струей, построенный на основе NASA0012, обозначается CFJ0012 (co-flow jet). Сравнение профилей CFJ0012 до и после введения модификации проведено на рис. 1.

Силы, действующие на профиль CFJ0012, с учетом вклада вдува и отсоса, можно представить следующим образом

$$\begin{aligned} L &= L_0 + \mathbf{F}_{Injection} \cdot \mathbf{n}_1 + \mathbf{F}_{Suction} \cdot \mathbf{n}_1 \\ D &= D_0 + \mathbf{F}_{Injection} \cdot \mathbf{n}_2 + \mathbf{F}_{Suction} \cdot \mathbf{n}_2 \end{aligned} \quad (1.1)$$

где  $L$  и  $D$  – подъемная сила и сила сопротивления соответственно, а индекс 0 относится к компонентам силы, порожденным давлением на поверхности профиля и касательным напряжением. Вектор  $\mathbf{F}$ , состоящий из реактивной силы и градиента давления, обусловлен действием струй и рассчитывается у отверстий вдува и отсоса, а  $\mathbf{n}_1$  и  $\mathbf{n}_2$  – единичные векторы по направлениям подъемной силы и силы сопротивления соответственно.

### 1.2. Численный метод

Обтекание профилей NASA0012 и CFJ0012 рассчитывалось методом конечных объемов с использованием коммерческого пакета программ ANSYS Fluent 15.0 [26]. Решались двумерные, осредненные по Рейнольдсу уравнения Навье–Стокса (RANS), записанные в консервативной форме. Для установления соответствия между давлением и скоростью использовалась процедура SIMPLE, а пространственная дискретизация давления, плотности, импульса, энергии и характеристик турбулентности осуществлялась при помощи противопоточной схемы второго порядка; наконец, интегрирование по времени велось посредством неявной разностной схемы. Турбулентность моделировалась при помощи однопараметрической модели Спаларта–Аллмараса [27, 28]. При численном моделировании определялось давление, а плотность воздуха определялась из уравнения состояния для идеального газа.

На всех стенках, которые принимались адиабатическими, ставилось условие прилипания; на внешней границе ставилось условие для давления в дальнем поле. На входе в камеру высокого давления задавалась величина массового расхода, причем в стационарном состоянии массовый расход при помощи процедуры User Defined Function (UDF) из пакета ANSYS [29] подстраивался под заданное значение коэффициента импульса струи, а в нестационарном состоянии изменение массового расхода во времени также определялось при помощи UDF. На выходе из камеры низкого давления задавалось статическое давление, которое при помощи той же процедуры UDF подстраивалось под величину массового расхода вдуваемого воздуха, так чтобы было удовлетворено условие нулевого суммарного массового расхода. Полные температуры на входе и выходе принимались постоянными и равными 300 К.

В нестационарных расчетах шаг по времени принимался равным 1% от периода пульсаций, а количество шагов в итерационной процедуре было равно 30.

### 1.3. Параметры спутной струи

При рассмотрении профиля со спутной струей интенсивность струи характеризуется важным безразмерным параметром, а именно, коэффициентом импульса струи  $C_\mu$ , определяемым следующим образом [1]:

$$C_\mu = \frac{\dot{m}V_j}{1/2\rho_\infty V_\infty^2 S} \quad (1.2)$$

где  $\dot{m}$  – массовый расход вдуваемого газа,  $V_j$  – скорость струи в направлении, перпендикулярном отверстию вдува,  $\rho_\infty$  и  $V_\infty$  – плотность и скорость набегающего потока соответственно, и  $S$  – характерная площадь; в настоящей работе  $S = c(1) = c$ . Для пульсирующих струй величина  $C_\mu$  рассчитывается по осредненному по времени массовому расходу, как определено ниже.

Для количественного определения затрат энергии на накачку воздуха вводятся мощность накачки  $P$  и коэффициент потребления энергии  $P_c$ , определяемые следующим образом [30]

$$\begin{cases} P = \frac{\dot{m} C_p T_{02}}{\eta} \left[ \left( \frac{P_{01}}{P_{02}} \right)^{\frac{\gamma-1}{\gamma}} - 1 \right] \\ P_c = \frac{P}{1/2 \rho_\infty V_\infty^3 S} \end{cases} \quad (1.3)$$

где  $C_p$  – удельная теплоемкость при постоянном давлении, равная 1004.5 Дж/(кг · К).  $T_{02}$  – полная температура на выходе и  $\eta$  – эффективность накачки воздуха, в настоящей работе принимаемая равной 1.0. Величины  $P_{01}$  и  $P_{02}$  – полные давления на входе и выходе соответственно, а  $\gamma$  – отношение удельных теплоемкостей.

В настоящей работе рассмотрены два вида пульсаций спутной струи, которым соответствуют различные законы изменений во времени. Это прямоугольная и синусоидальная волны; их определения заимствованы из теории электричества. Формулы, выражающие зависимость от времени для этих волн в отверстиях вдува и отсоса, имеют следующий вид.

Для прямоугольной волны

$$\dot{m}(t) = \begin{cases} \dot{m}_{\max,R}, & 0 \leq t < \beta T \\ 1 \times 10^{-4}, & \beta T \leq t < T \end{cases} \quad (1.4)$$

где  $t \in [0, T]$ ,  $\dot{m}(t + T) = \dot{m}(t)$ ,  $\dot{m}(t)$  – переменный во времени массовый расход в отверстии вдува,  $t$  – время,  $\dot{m}_{\max,R}$  – максимальное значение массового расхода в прямоугольной волне,  $\beta$  – коэффициент заполнения импульсов,  $T$  – период,  $T = 1/f$ , где  $f$  – частота импульса. Чтобы избежать нефизического забирая воздуха в случае, когда спутная струя отключена, величина  $\dot{m}(t)$  принимается равной  $1 \times 10^{-4}$  кг/с вместо нуля.

Для синусоидальной волны

$$\dot{m}(t) = \dot{m}_{\max,S} [1 + \sin(2\pi t/T)] \quad (1.5)$$

где  $\dot{m}_{\max,S}$  – пиковое значение массового расхода в синусоидальной волне, а  $\dot{m}_{\max,S} = \beta \cdot \dot{m}_{\max,R}$ , где коэффициент импульса струи считается заданным.

Согласно принятой концепции спутной струи, в которой отверстие отсоса забирает то же количество массового расхода, которое поступило из отверстия вдува, характеристики струи у отверстия отсоса могут быть представлены следующим образом

$$\bar{\dot{m}}(t) = \beta \cdot \dot{m}_{\max,R} = \dot{m}_{\max,S} = \dot{m}_{ave} \quad (1.6)$$

где  $\bar{\dot{m}}(t)$  – массовый расход, забираемый отверстием отсоса, а  $\dot{m}_{ave}$  – массовый расход, средний по времени за один период.

## 2. ОБСУЖДЕНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ

### 2.1. Струйный канал

Валидация использованного в данной работе RANS-солвера проводилась на примере численного моделирования обтекания базового профиля и сравнения с экспериментальными данными [31]. Вычисления проводились на O-образной сетке со сгущением по нормали к поверхности профиля и в направлении искривления профиля. Параметры сетки приведены в табл. 1. Параметры набегающего потока  $\text{AoA} = 10.10^\circ$ ,  $\text{Ma} = 0.15$ ,  $\text{Re} = 6 \times 10^6$ , а пограничный слой полагался полностью турбулентным.

На рис. 2 проведено сравнение аэродинамических коэффициентов, полученных в экспериментах и расчетах. В диапазоне углов атаки от 0 до  $17^\circ$  численные результаты хорошо согласуются

**Таблица 1.** Параметры структурированной сетки

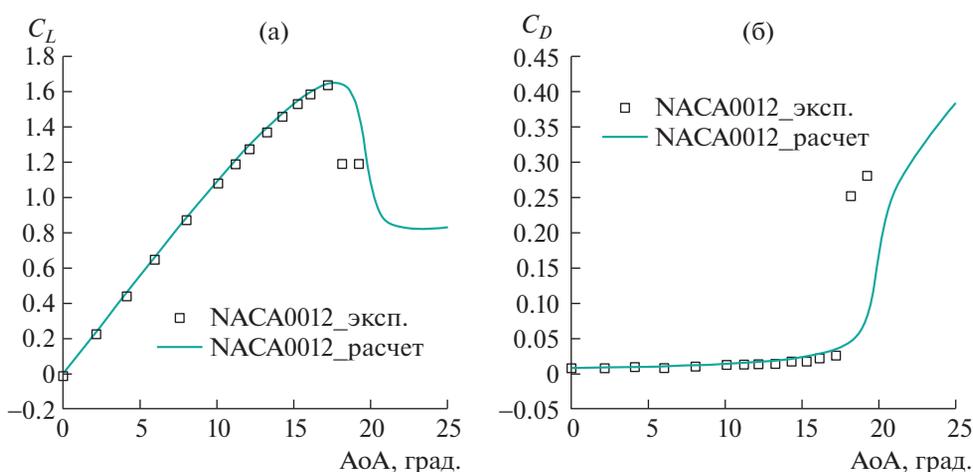
Параметр	Радиус дальнего поля/ $c$	Количество точек вокруг закругления	Количество слоев по нормали	Расстояние между первым слоем и поверхностью / $c \times 10^5$	Коэффициент роста расстояния между слоями	Общее количество ячеек
Значение	50	342	170	0.576	1.13	58 140

с экспериментальными. После отрыва характеристики профиля NASA0012 также хорошо воспроизводятся в численном моделировании, хотя подъемная сила в отрывном течении постоянно оказывается несколько выше, а сила сопротивления ниже, чем в эксперименте. Это обусловлено занижением интенсивности отрыва. В целом настоящие численные результаты находятся в хорошем соответствии с экспериментом.

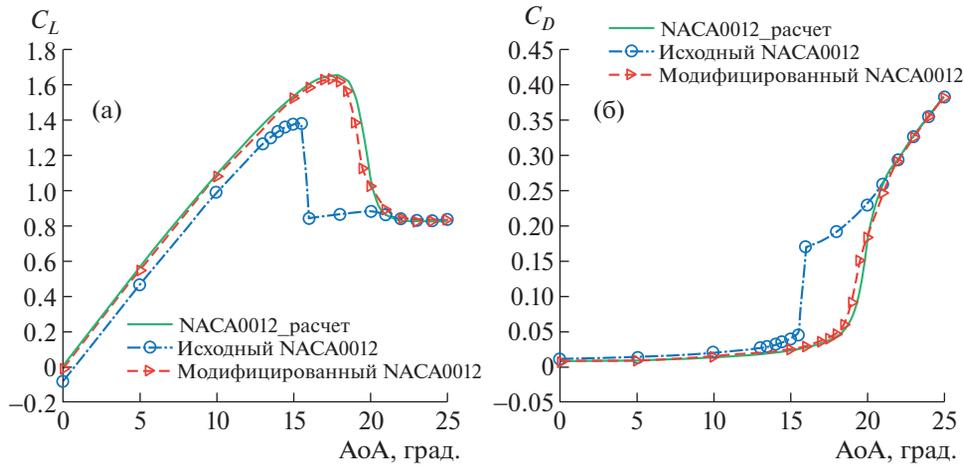
Сетки в расчетах профиля CFJ0012 со спутной струей как исходного, так и модифицированного типа, строились на основе базовой сетки с добавлением специальных сеток между отверстиями вдува и отсоса и в камерах высокого и низкого давления. Для профиля CFJ0012 в случае неработающей струи камеры высокого и низкого давления исключались из расчета, поскольку в этом случае нет течения через отверстия. Итак, общая сетка имела топологию типа O вокруг профиля и топологию типа H для участка профиля между границами входной и выходной воздушных камер. Сеточные линии в окрестности отверстий вдува и отсоса соответствующим образом сглажены. Сетка внутри пограничного слоя оптимизирована при помощи преобразования Лапласа с тем, чтобы улучшить ее ортогональность и повысить точность моделирования в этой области.

Численное моделирование проводилось для трех различных профилей, а именно NASA0012, обычного CFJ0012 и модифицированного CFJ0012. Обтекание двух последних профилей рассматривалось для случая выключенной струи, с тем чтобы оценить влияние струйного канала. Расчеты проводились при  $Ma = 0.15$ ,  $Re = 6 \times 10^6$ , и  $AoA = 0^\circ - 25^\circ$ .

Сравнение на рис. 3 показывает, что коэффициент подъемной силы у модифицированного профиля CFJ0012 существенно выше, чем у обычного, а коэффициент сопротивления ниже; при этом угол атаки срыва увеличился примерно на  $3^\circ$ . Коэффициенты подъемной силы и сопротивления модифицированного профиля со спутной струей в основном совпадают с характеристиками профиля NASA0012. Таким образом, усовершенствованная схема профиля CFJ0012 не влияет на аэродинамические характеристики профиля, когда струя отсутствует. Итак, можно сделать два следующих вывода. (1) Струйный канал в исходном профиле CFJ0012 оказывает отрицательное влияние на аэродинамические характеристики, когда струя выключена, уменьшая подъем-



**Рис. 2.** Сравнение экспериментальных и расчетных значений коэффициентов подъемной силы (а) и сопротивления (б).



**Рис. 3.** Сравнение значений коэффициентов подъемной силы (а) и сопротивления (б) для различных профилей при отключенной струе.

ную силу и запас по срыву и увеличивая сопротивление. (2) Профиль CFJ0012, не имеющий особого струйного канала, при отсутствии струи сохраняет аэродинамические характеристики базового профиля, значительно превышающие характеристики исходного профиля CFJ0012. С увеличением угла атаки до 25° коэффициенты сил исходного и модифицированного профилей примерно выравниваются, так как течение на стороне разрежения полностью отрывается и влияние струйного канала становится пренебрежимо малым.

В табл. 2 приведены коэффициенты подъемной силы и сопротивления для всех трех вариантов при AoA = 16°, а также даны величины приращения и уменьшения этих коэффициентов по сравнению с базовым профилем. Модифицированный профиль CFJ0012 имеет в общем те же аэродинамические коэффициенты, что и базовый профиль. Коэффициент подъемной силы исходного профиля CFJ0012 на 46.97% ниже, чем у базового профиля, а коэффициент сопротивления выше на 476.43%, что указывает на существенное ухудшение характеристик профиля в случае исходного профиля CFJ0012.

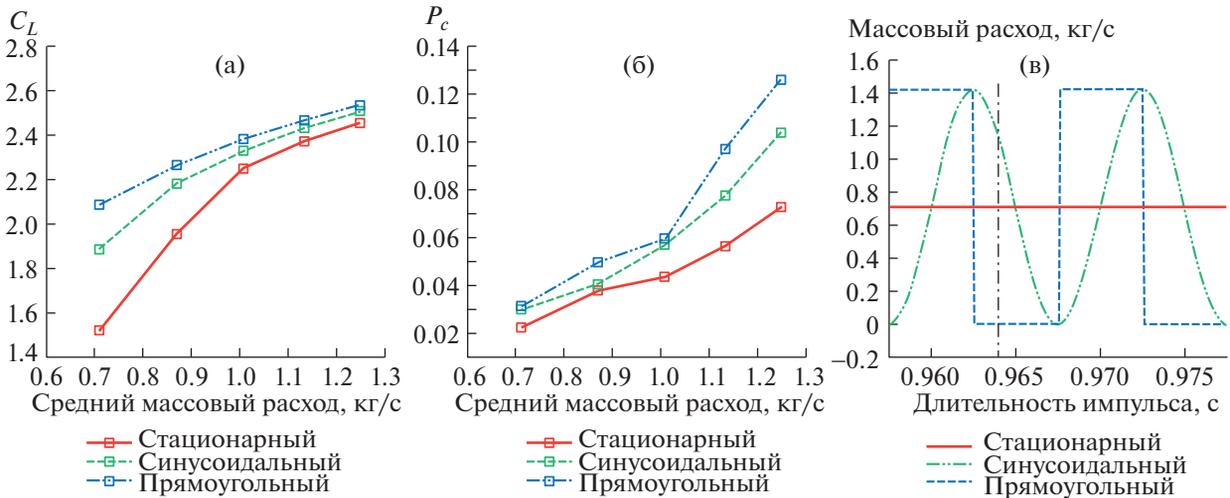
С точки зрения аэродинамической формы, наличие струйного канала приводит к уменьшению относительной толщины и кривизны профиля, что вызывает уменьшение коэффициента подъемной силы в целом диапазоне углов атаки, как показано на рис. 3а. Обратный уступ, образованный отверстием вдува, и прямой уступ, образованный отверстием отсоса, нарушают обтекаемость контура базового профиля, что приводит к колоссальному росту сопротивления. В случае усовершенствованного профиля CFJ0012 сторона разрежения в основном идентична базовому профилю, значения толщины и кривизны сохраняются, и в результате подъемная сила и сопротивление имеют практически те же значения, что и базовый профиль.

2.2. Форма волны импульса

С целью изучения эффективности управления пульсирующей струей рассмотрены две типичных формы импульса. Первая из них соответствует прямоугольному импульсу с коэффициентом заполнения  $\beta = 50\%$  и частотой  $f = 100$  Гц. Вторая из них соответствует синусоидальному импульсу с  $f = 100$  Гц. На рис. 4в показаны две эти формы в двух циклах при  $C_m = 0.02$ . Кроме того, для сравнения рассмотрен случай стационарной струи. Для всех трех случаев условия в набегающем

**Таблица 2.** Сравнение коэффициентов подъемной силы и сопротивления профилей NASA0012 и CFJ0012

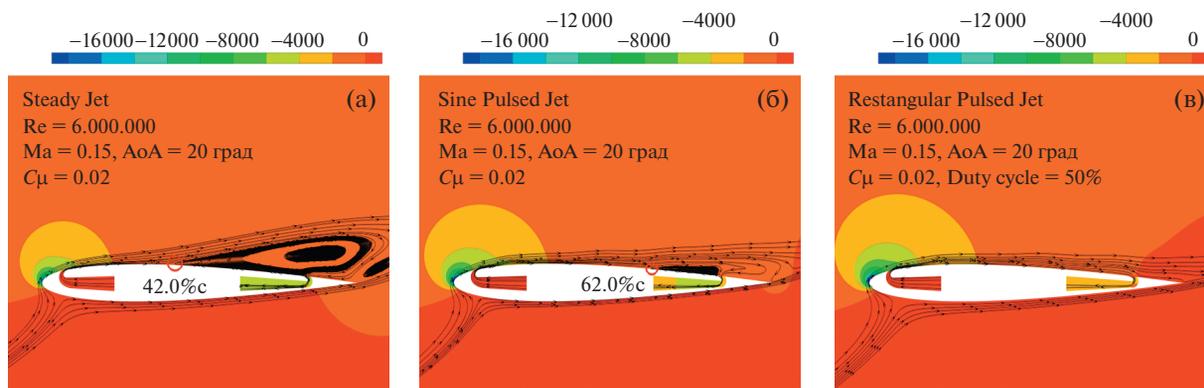
Профиль	$C_L$	$\Delta C_L$	$C_D$	$\Delta C_D$
NACA0012	1.58598	—	0.02945	—
CFJ0012, исходный	0.84101	46.97%↓	0.16976	476.43%↑
CFJ0012, модифицированный	1.58501	≈0.00%↓	0.02941	≈0.00%↓



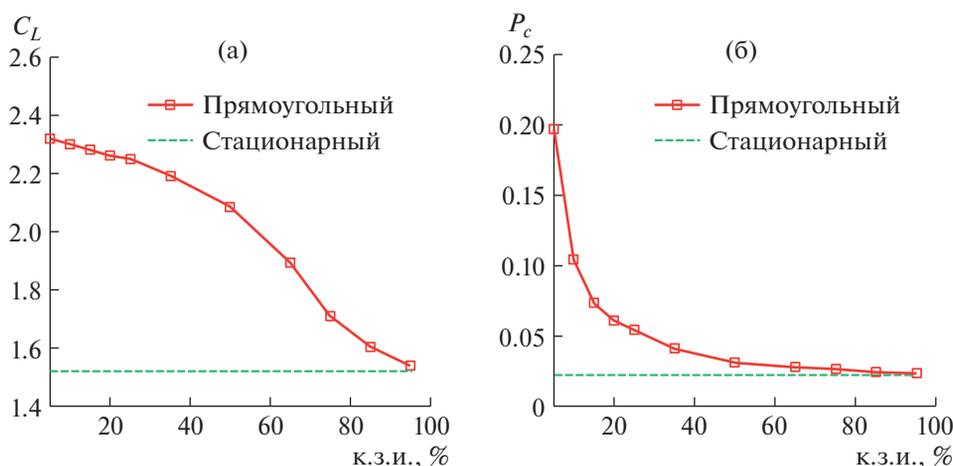
**Рис. 4.** Осредненные по времени коэффициенты подъемной силы (а) и энергозатрат (б) и формы импульсов при  $C_{\mu} = 0/02$  (в).

потоке описаны в разделе 2.1, а средний по времени массовый расход  $\dot{m}_{ave}$  возрастал от 0.71024 до 1.24762 кг/с. Для всех трех случаев избран большой угол атаки  $20^\circ$  с тем, чтобы продемонстрировать способность пульсирующих струй подавить отрыв и увеличить подъемную силу. На рис. 4 проведено сравнение для рассмотренных случаев по среднему во времени коэффициенту подъемной силы, коэффициенту энергозатрат и форме волны импульса. По результатам, приведенным на рис. 4а, можно сделать три следующих вывода. (1) Во всех трех случаях все коэффициенты подъемной силы растут с увеличением массового расхода, но с постепенно уменьшающимся наклоном кривой роста. (2) У обеих пульсирующих струй коэффициенты подъемной силы выше, чем у стационарной струи, а струя с прямоугольным импульсом превосходит струю с синусоидальным импульсом. (3) Различия в величине коэффициента подъемной силы постепенно убывают с ростом среднего массового расхода. Сходная тенденция обнаруживается в поведении зависимости коэффициента энергозатрат от среднего массового расхода (рис. 4б). Наибольшие затраты энергии у пульсирующей струи с прямоугольным импульсом, а наименьшие — у стационарной струи. Различия между тремя случаями усиливаются с возрастанием среднего по времени массового расхода, в отличие от изменений в подъемной силе. Из данных на рис. 4в видно, что пиковый массовый расход обеих пульсирующих струй в два раза больше, чем у стационарной струи, а продолжительность пика прямоугольной пульсирующей струи дольше, чем у синусоидальной пульсирующей струи. Величина массового расхода отражает количество затраченной энергии и, таким образом, распределение энергии струи с прямоугольным импульсом оказывается наиболее концентрированным. Параметры роста подъемной силы у стационарной струи хуже, чем у пульсирующих струй. С увеличением среднего массового расхода отрыв потока может быть полностью подавлен даже стационарной струей, и влияние формы волны импульса на аэродинамические характеристики струйного профиля ослабевает.

На рис. 5 построены линии равного давления и линии тока, соответствующие стационарной струе и пульсирующим струям с синусоидальным и прямоугольным импульсом; средний по времени расход здесь тот же, что в случае стационарной струи при  $C_{\mu} = 0.02$ . Красный кружок отмечает положение точки отрыва потока. Момент времени “а-а” с рис. 4в взят для сравнения эффективности управления всеми тремя струями. Отрыв потока в этот момент заметен в полях течений для случаев стационарной струи и пульсирующей струи с синусоидальным импульсом. Однако в случае пульсирующей струи с прямоугольным импульсом течение на верхней поверхности профиля остается присоединенным, хотя спутная струя была отключена ранее момента “а-а”. Это связано с тем, что введенная энергия постепенно рассеивается встречным градиентом давления и картина течения, созданная в период вдува, сохраняется еще некоторое время спустя и меняется постепенно. Если струя будет затем своевременно включена, отрыв потока не произойдет.



**Рис. 5.** Сравнение линий равного давления и линий тока для стационарной струи (а), пульсирующих струй с синусоидальной (б) и прямоугольной (в) формой импульса (для двух последних в момент времени “а-а” с рис. 4в).



**Рис. 6.** Осредненные по времени коэффициенты подъемной силы (а) и энергозатрат (б) в зависимости от коэффициента заполнения импульсов (к.з.и.).

### 2.3. Коэффициент заполнения импульсов

В предыдущем подразделе было показано, что струя с прямоугольной формой импульса оптимальна с точки зрения увеличения подъемной силы, по сравнению со стационарной струей и струей с синусоидальным импульсом. Поэтому в данном и последующем разделах будет рассмотрено влияние других параметров пульсаций, а именно коэффициента заполнения импульсов  $\beta$  и частоты импульса  $f$ . Расчеты проводились при  $Ma = 0.15$ ,  $Re = 6 \times 10^6$ ,  $AoA = 20^\circ$ ,  $C_m = 0.02$ .

На рис. 6 сравниваются осредненные коэффициенты подъемной силы и энергозатрат для пульсирующей струи с прямоугольной формой импульса при частоте пульсаций 100 Гц и стационарной струи. Оба коэффициента изменяются сходным образом, монотонно убывая и стремясь к значениям для стационарной струи, когда коэффициент заполнения импульсов меняется от 5 до 95%. Это связано с тем, что коэффициент заполнения импульсов отражает распределение энергии струи в течение одного цикла и чем меньше коэффициент заполнения импульсов, тем больше величина энергии, поступающей в основной поток. Например, пиковый массовый расход при  $\beta = 25\%$  более чем в два раза превышает его значение при  $\beta = 50\%$  и в три раза при  $\beta = 75\%$ , хотя осредненный во времени массовый расход одинаков во всех трех случаях. В заключение отметим, что меньшее значение коэффициента заполнения импульсов лучше способствует преодолению встречного градиента давления и, следовательно, подавлению отрыва, тем самым увеличивая коэффициент подъемной силы профиля.

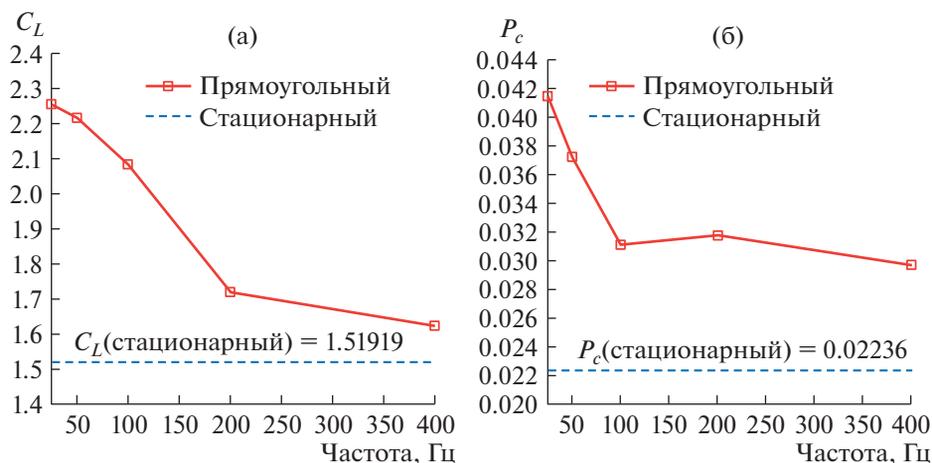


Рис. 7. Осредненные по времени коэффициенты подъемной силы (а) и энергозатрат (б) в зависимости от частоты.

#### 2.4. Частота импульса

Частота импульса показывает, как часто активируется струя и каким образом распределена энергия во время работы. На рис. 7 построена зависимость коэффициентов подъемной силы и энергозатрат от частоты импульса при коэффициенте заполнения импульсов 50%. Оба коэффициента постепенно убывают с ростом частоты от 25 до 400 Гц, оставаясь больше, чем в стационарном случае. Как отмечалось выше, передача возмущения высокого давления от отверстия вдува к отсосу и поступление энергии в основной поток от струи требуют некоторого времени осуществления, и частота импульса как раз и определяет это время. Например, из определения коэффициента заполнения импульсов следует, что в течение одного цикла струя включена в течение лишь  $1.25 \times 10^{-3}$  с при частоте импульса 400 Hz, но это время возрастает в 16 раз, когда частота импульса убывает до 25 Гц. Чересчур малая длительность рабочего времени ограничивает количество энергии, поступающей в основной поток, в результате чего не удается преодолеть встречный градиент давления и подавить отрыв на больших углах атаки.

### ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Численно исследовано активное управление потоком при помощи пульсирующей спутной струи. Проведено сравнение со случаем стационарной струи и показаны преимущества нестационарного метода. Изучено влияние некоторых определяющих параметров, таких как наличие струйного канала, форма волны импульса, коэффициент заполнения и частота импульсов, на эффективность управления. При этом сделаны следующие выводы.

(1) Применение традиционного профиля со спутной струей существенно ухудшает аэродинамические характеристики профиля в случае, когда струя отключена, поскольку в этом случае струйный канал выполнен таким образом, что он разрушает исходную поверхность разрежения и способствует преждевременному отрыву потока. Усовершенствованный профиль со спутной струей, не имеющий струйного канала, сохраняет контур исходного профиля и потому практически не влияет на аэродинамические характеристики при неработающей струе.

(2) При одном и том же значении осредненного по времени массового расхода пульсирующая спутная струя эффективнее управляет течением, чем стационарная спутная струя. Существенное влияние на увеличение подъемной силы оказывает форма волны импульса. Прямоугольный импульс создает более высокий коэффициент подъемной силы, чем синусоидальный. Соответственно, пульсирующая струя требует больших затрат энергии, чем стационарная, а создание прямоугольного импульса требует больших затрат энергии, чем создание синусоидального импульса.

(3) Существенное влияние на рост подъемной силы и потребление энергии оказывает коэффициент заполнения импульсов. При одном и том же значении осредненного по времени массового расхода, чем ниже значение этого параметра, тем больше увеличение подъемной силы, но также и возрастает потребление энергии. Когда коэффициент заполнения импульсов приближа-

ется к 100%, коэффициенты подъемной силы и энергозатрат приближаются к значениям, соответствующим стационарной моде.

(4) Влияние частоты пульсаций на характеристики управления является сложным. Снижение частоты способствует более эффективному управлению и достижению более высокого коэффициента подъемной силы, но требует больших затрат энергии. Когда частота достигает высокого значения порядка 400 Гц, коэффициенты подъемной силы и энергозатрат приобретают постоянные значения, более высокие, чем в случае стационарной моды.

Работа частично поддержана Национальным фондом естественных наук Китая (грант № 11972306), Фондами фундаментальных исследований Централных университетов Китая (Грант № 310201901A004), Национальной головной лабораторией аэродинамических исследований и проектом 111 Китая (B17037). Авторы также благодарят Центр высокопроизводительных вычислений Северозападного политехнического университета за предоставление вычислительных услуг.

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Jirásek A.* A vortex generator model and its application to flow control // AIAA 2004-4965.
2. *Lin J.C., Robinson S.K., McGhee R.J.* Separation control on high Reynolds number multi-element airfoils // AIAA 92-2636.
3. *Yee K., Joo W., Lee D.H.* Aerodynamic performance analysis of a Gurney flap for rotorcraft application // J. Aircraft. 2007. V. 44. № 3. P. 1003–1014.
4. *Myose R., Papadakis M., Heron I.* Gurney flap experiments on airfoils, wings, and reflection plane model // J. Aircraft. 1998. V. 35. № 2. P. 206–211.
5. *Jeffrey D., Zhang X.* Aerodynamics of Gurney flaps on a single-element high-lift wing // J. Aircraft. 2000. V. 37. № 2. P. 295–301.
6. *Savas Ö., Coles D.* Coherence measurements in synthetic turbulent boundary layers // J. Fluid Mech. 1985. V. 160. P. 421–446.
7. *Holman R., Utturkar Y., Mittal R., Smith B.L., Cattafesta L.* Formation criterion for synthetic jets // AIAA J. 2005. V. 43. № 10. P. 2110–2116.
8. *You D., Moin P.* Active control of flow separation over an airfoil using synthetic jets // J. Fluid Structures. 2008. V. 24. № 8. P. 1349–1357.
9. *Corke T.C., Post M.L.* Overview of plasma flow control: concepts, optimization, and applications // AIAA 2005-563.
10. *Wicks M., Thomas F.O., Corke T.C., Patel M., Cain A.B.* Mechanism of vorticity generation in plasma streamwise vortex generators // AIAA J. 2015. V. 53. № 11. P. 3404–3413.
11. *Jones G.S., Englar R.J.* Advances in pneumatic-controlled high-lift systems through pulsed blowing // AIAA 2003–3411.
12. *Liu Y., Sankar L.N., Englar R.J., Ahuja K.* Numerical simulations of the steady and unsteady aerodynamic characteristics of a circulation control wing airfoil // AIAA 2001-0704.
13. *Liu Y., Sankar L.N., Englar R.J., Ahuja K., Gaeta R.* Computational evaluation of the steady and pulsed jet effects on the performance of a circulation control wing section // AIAA 2004-56.
14. *Zha G.C., Paxton C.* A novel airfoil circulation augment flow control method using co-flow jet // AIAA 2004-2208.
15. *Dano B.P.E., Kirk D., Zha G.C.* Experimental investigation of jet mixing of a co-flow jet airfoil // AIAA 2010-4421.
16. *Zha G.C., Carroll B.F., Paxton C.D., Conley C.A., Wells A.* High performance airfoil using co-flow jet flow control // AIAA 2005-1260.
17. *Yang Y.C., Zha G.C.* Super lift coefficient of cylinder using co-flow jet active flow control // AIAA 2018-0329.
18. *Zhang J.H., Xu K.W., Yang Y.C., Ren Y., Patel P., Zha G.C.* Aircraft control surfaces using co-flow jet active flow control airfoil // AIAA 2018-3067.
19. *Zha G.C., Gao W., Paxton C.D., Palewicz A.* Numerical investigations of co-flow jet airfoil with and without injection // AIAA 2006-1061.
20. *Zha G.C., Gao W.* Analysis of jet effects on co-flow jet airfoil performance with integrated propulsion system // AIAA 2006-0102.
21. *Mitsudharmadi H., Cui Y.* Implementation of co-flow jet concept on low Reynolds number airfoil // AIAA 2010-4717.
22. *Yang X.D., Jiang W.R., Zhang S.L.* Analysis of co-flow jet effect on dynamic stall characteristics applying to rotor airfoils / IOP Conf. Ser.: Mater. Sci. Eng., 491, 012010, 2019.

23. Xu H.Y., Qiao C.L., Ye Z.Y. Dynamic stall control on the wind turbine airfoil via a co-flow jet // *Energies*. 2016. V. 9. № 6. P. 1–25.
24. Xu H.Y., Xing S.L., Ye Z.Y. Numerical study of the S809 airfoil aerodynamic performance using a co-flow jet active control concept // *J. Renew Sustain. Ener*. 2015. V. 7. № 2. P. 1–20.
25. Xu K.W., Zhang J.H., Zha G.C. Drag minimization of co-flow jet control surfaces at cruise conditions // *AIAA* 2019-1848.
26. ANSYS. ANSYS® Fluent theory guide, release 15.0, ANSYS Inc.; 2012.
27. Spalart P.R., Allmaras S.R. A one-equation turbulence model for aerodynamic flows // *AIAA-92-0439*.
28. Burgess N.K., Glasby R.S., Erwin J.T., Stefanski D.L., Allmaras S.R. Finite-element solutions to the Reynolds averaged Navier-Stokes equations using a Spalart-Allmaras turbulence model // *AIAA* 2017-1224.
29. ANSYS. ANSYS® Fluent customization manual, release 15.0, ANSYS Inc.; 2012.
30. Yang Y.C., Fernandez M., Zha G.C. Improved delayed detached eddy simulation of super-lift flow of co-flow jet airfoil // *AIAA* 2018-0314.
31. Ladson C.L. Effects of independent variation of Mach and Reynolds numbers on the low-speed aerodynamic characteristics of the NACA 0012 airfoil section // *NASA TM* 4074, Oct. 1988.

*Перевод с англ. М.Г. Лебедева*

## A Two-Dimensional Numerical Study on the Pulsed Co-Flow Jet

**Yu-Zhe Zhang<sup>1</sup>, He-Yong Xu<sup>a, #</sup>, Yu-Wei Chu<sup>a</sup> and , and Yue Xu<sup>b</sup>**

<sup>1</sup>*National Key Laboratory of Science and Technology on Aerodynamic Design and Research,  
Northwestern Polytechnical University, Xi'an, 710072, P.R. China*

<sup>2</sup>*Chinese Aeronautical Establishment, Beijing, 100029, P.R. China*

<sup>#</sup>*E-mail: xuheyong@nwpu.edu.cn*

The two-dimensional flow of pulsed co-flow jet (CFJ) and the influences of pulsed parameters on lift and power consumption are investigated numerically in the present study. Firstly, the jet channel of traditional CFJ airfoil is improved. The stall margin is increased by 3 degrees compared with the corresponding traditional CFJ airfoil, and the lift is increased while the drag is reduced significantly. Then, the influences of pulsed parameters such as the pulse waveform including sinusoidal wave and rectangular wave, duty cycle and pulse frequency on lift and power consumption are presented and analyzed in detail. It is concluded that compared with the steady CFJ, the pulsed CFJ possesses much better ability in suppressing separation and could improve the lift characteristics significantly with limited cost of power consumption. For example, at angle of attack of 20°, the flow separation occurs severely when the steady CFJ is adopted; however, the airflow becomes fully attached on the upper airfoil when the rectangular pulsed CFJ is employed. As a result, the lift corresponding to the rectangular wave is higher than that of the sinusoidal wave. Results also indicate that lower duty cycle and pulse frequency could lead to higher lift but with more power consumption.

*Keywords:* flow control, co-flow jet, pulsed jet, pulse waveform, duty cycle, pulse frequency