

УДК 534.231

ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ ПЕРЕМЕННОСТИ ИМПЕДАНСА ЗВУКОПОГЛОЩАЮЩЕЙ ОБЛИЦОВКИ НА ШУМ ВЕНТИЛЯТОРА АВИАЦИОННОГО ДВИГАТЕЛЯ В РАСЧЕТЕ РАСПРОСТРАНЕНИЯ ЗВУКОВЫХ МОД В ДАЛЬНЕЕ ПОЛЕ

© 2023 г. В. В. Пальчиковский^a, *, А. А. Кузнецов^a, В. В. Павлоградский^a

^aПермский национальный исследовательский политехнический университет,
Комсомольский просп. 29, Пермь, 614990 Россия

*e-mail: vvpal@pstu.ru

Поступила в редакцию 12.12.2022 г.

После доработки 12.12.2022 г.

Принята к публикации 22.12.2022 г.

Исследовано влияние переменности импеданса звукопоглощающей конструкции (ЗПК) воздухозаборника на шум вентилятора авиационного двигателя в дальнем поле. Расчеты проводились в осесимметричной постановке для одиночных мод на основе решения методом конечных элементов уравнения Блохинцева для акустического потенциала. Импеданс ЗПК определялся по хорошо развитой полуэмпирической модели, учитывающей влияние высокого уровня звукового давления (УЗД) и скользящего потока. Разработана процедура расчета распространения одиночных звуковых мод через воздухозаборник авиационного двигателя, облицованный ЗПК с переменным импедансом, зависящим от скорости потока и УЗД в локальной точке ЗПК. Выполнена валидация расчетной процедуры. Проведены расчеты распространения одиночных мод в переднюю полусферу для воздухозаборника, на стенке которого задавались условия жесткой стенки, постоянного импеданса (импеданс не меняется по длине ЗПК) и переменного импеданса (импеданс изменяется по длине ЗПК в зависимости от изменений скорости скользящего потока и УЗД). По результатам расчетов установлено, что постоянный и переменный импеданс дают отличные друг от друга значения УЗД в дальнем поле, при этом учет переменности импеданса меняет не только значения УЗД в дальнем поле, но и направленность максимального излучения моды.

Ключевые слова: авиационный двигатель, звукопоглощающая облицовка, переменный импеданс, акустические моды, численное моделирование, метод конечных элементов

DOI: 10.31857/S0320791923600087, **EDN:** IUJLXT

ВВЕДЕНИЕ

Доминирующим источником шума современного авиационного двухконтурного двигателя является вентилятор. В связи с этим важно уметь с хорошей точностью определять расчетным способом шум вентилятора в дальнем поле. Прогнозирование шума вентилятора в дальнем поле может строиться на моделировании распространения одиночных звуковых мод с заданными амплитудными коэффициентами от сечения вентилятора в дальнее поле, где затем выполняется суммирование мод. Моделирование представляет собой обычно численное решение математической модели в стационарной постановке с заданными граничными условиями, которая описывает распространение звуковых волн в движущейся среде до границ, где скорость среды уже довольно мала. Далее с помощью интеграла Гельмгольца–Кирхгоффа акустическое давление пересчитывается в

дальнее поле. Такая постановка существенно экономит вычислительные ресурсы и время расчетов. Модальный состав генерируемого вентилятором шума предварительно можно получить из решения нестационарной газодинамической задачи взаимодействия набегающего потока с вентиляторной ступенью [1–4].

Кроме того, описанная постановка используется и для расчетного исследования влияния на уровни звукового давления в дальнем поле: разных значений импедансов [5, 6]; разной длины звукопоглощающих конструкций (ЗПК) и места установки ЗПК в воздухозаборнике [7]; формы воздухозаборника [2, 7, 8]; математических моделей распространения звука [8–10].

ЗПК локально-реагирующего типа, используемые для облицовки каналов авиационного двигателя, представляют собой изолированные ячейки различной геометрической формы (обычно пра-

вильный шестиугольник), перекрытые тонкими перфорированными листами. Основная характеристика ЗПК — импеданс — зависит как от геометрических параметров (степень перфорации, глубина ячеек, толщина перфорированного листа), так и от специфических внешних условий, к которым в первую очередь можно отнести высокий уровень звукового давления (УЗД) и наличие в канале скользящего потока. Оба данных параметра являются величинами, изменяющимися вдоль канала воздухозаборника. Скорость скользящего потока достигает максимальных значений на губе воздухозаборника и уменьшается по мере приближения потока к вентилятору. Уровень звукового давления уменьшается, наоборот, при удалении от вентилятора, вследствие поглощения части звуковой энергии при прохождении волн через зону звукопоглощающей облицовки. Данные эффекты ведут к тому, что импеданс по факту является величиной переменной вдоль ЗПК. Тем не менее, во множестве расчетов импеданс принимается величиной постоянной (например, в [5–10]), установленной для некоторого среднего значения скорости и звукового давления, что, конечно, отражается на точности получаемых результатов.

Существует ряд способов, которыми можно определить зависимость импеданса от скорости и УЗД. Прежде всего, это полуэмпирические модели, построенные на аналитических решениях упрощенных математических моделей физических процессов, происходящих в ЗПК при их эксплуатации, с использованием некоторых эмпирических констант. Подробнее с основными полуэмпирическими моделями локально-реагирующих ЗПК можно познакомиться в работах [11–14]. Можно также определить импеданс ЗПК на основе численного моделирования распространения волн в канале интерферометра при установленном в нем образце ЗПК [15–18]. Однако для этого требуется заметно больше вычислительного времени и ресурсов, чем при расчете по полуэмпирической модели (даже при малом числе резонаторов в геометрической модели), т.к. расчеты необходимо проводить для разных скоростей потока и уровней звукового давления. Наиболее трудоемким способом является экспериментальное определение импеданса. Чтобы определить зависимость импеданса образца ЗПК от скорости потока и УЗД, требуется провести большое количество измерений при разных условиях испытаний образца в установке “Интерферометр со скользящим потоком” [19–21]. Безусловно, все перечисленные подходы имеют разную точность определения импеданса, но для проведения оценочных исследований наиболее рациональным является использование полуэмпирических моделей.

Необходимо также заметить еще одну особенность при расчете распространения звуковых мод через воздухозаборник с переменным импедансом ЗПК. Поскольку импеданс зависит от скорости потока и УЗД, то для задания импеданса нужно знать распределение данных параметров вдоль ЗПК. Если распределение скорости можно определить из проведения предварительного газодинамического расчета данной зависимости остается без изменений, то с УЗД дело обстоит сложнее. Это связано с тем, что, с одной стороны, импеданс зависит от УЗД, а с другой — распределение УЗД вдоль ЗПК зависит от импеданса. В результате расчетная процедура распространения звуковых мод должна представлять собой итерационный процесс, который выполняется до тех пор, пока не установится постоянное распределение УЗД вдоль воздухозаборника.

Таким образом, целями данного исследования являются:

- разработка процедуры расчета распространения одиночных звуковых мод через воздухозаборник авиационного двигателя, облицованный ЗПК с переменным импедансом, зависящим от скорости потока и уровня звукового давления в локальной точке ЗПК;
- проведение расчетов распространения звуковых мод для разных условий стенки воздухозаборника (жесткая стенка, постоянный импеданс, переменный импеданс);
- сравнительный анализ уровней звукового давления для разных мод в дальнем поле с оценкой влияния переменности импеданса звукопоглощающей облицовки на шум в дальнем поле.

Важно отметить, что исследование носит в первую очередь оценочный характер, т.е. является проверкой — насколько сильно учет изменения скорости скользящего потока и УЗД вдоль ЗПК в расчете импеданса влияет на результаты распространения одиночных мод в дальнее поле относительно результатов, получаемых при расчетах с постоянным импедансом. В исследовании также валидируется разработанная процедура учета переменности импеданса в расчете распространения одиночных мод в дальнее поле.

МОДЕЛЬ ИМПЕДАНСА И ХАРАКТЕРИСТИКИ РАССМАТРИВАЕМЫХ ЗПК

Как было отмечено выше, полуэмпирическая модель позволяет быстро определить импеданс ЗПК при заданной совокупности всех необходимых параметров. Поскольку импедансная граница в численном моделировании распространения звуковых мод через воздухозаборник разбивается

Таблица 1. Геометрические параметры ЗПК

Параметр	Обозначение	Значение	
		однослойная ЗПК	двухслойная ЗПК (1-й слой/2-й слой)
Длина стороны стенки сотового резонатора, мм	<i>a</i>	8	8/8
Высота полости резонатора, мм	<i>h</i>	60	30/30
Толщина перфорированной пластины, мм	<i>t</i>	1	1/1
Диаметр отверстия, мм	<i>d</i>	1	1/1
Доля перфорации	σ	0.13	0.10/0.05

на множество точек, в которых имеется разная скорость и УЗД, и расчетная процедура для каждой моды носит итерационный характер, то преимущество использования полуэмпирической модели в подобных исследованиях перед другими методами определения импеданса весьма ощутимо. Для расчета нормализованного импеданса была выбрана хорошо развитая полуэмпирическая модель А.Ф. Соболева, представленная в работе [11].

Для облицовки воздухозаборника авиационного двигателя обычно применяются однослойные или двухслойные ЗПК локально-реагирующего типа. Таким образом, в работе рассматриваются два варианта разных геометрических параметров, характерных для ЗПК, применяемых в облицовке воздухозаборника, которые представлены в табл. 1. Указанные параметры используются в дальнейших расчетах определения импеданса на основе полуэмпирической модели.

ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ ЧИСЛЕННОГО
МОДЕЛИРОВАНИЯ ИЗЛУЧЕНИЯ
ОДИНОЧНЫХ ЗВУКОВЫХ МОД
В ПЕРЕДНЮЮ ПОЛУСФЕРУ

Расчетная область представляет собой осесимметричную модель воздухозаборника авиационного двигателя и небольшую область вокруг него. В геометрии воздухозаборника использовались некоторые типовые размеры, характерные для двигателей среднемагистральных самолетов. Внешний радиус кольцевого канала в сечении вентилятора составляет 1 м, внутренний радиус – 0.2 м. На входе в воздухозаборник радиус канала равен 0.96 м. Внешняя граница расчетной области удалена от центра входа в воздухозаборник на расстояние 8.6 м.

Вся расчетная область разбита на несколько подобластей (рис. 1), для каждой из которых используется своя математическая модель.

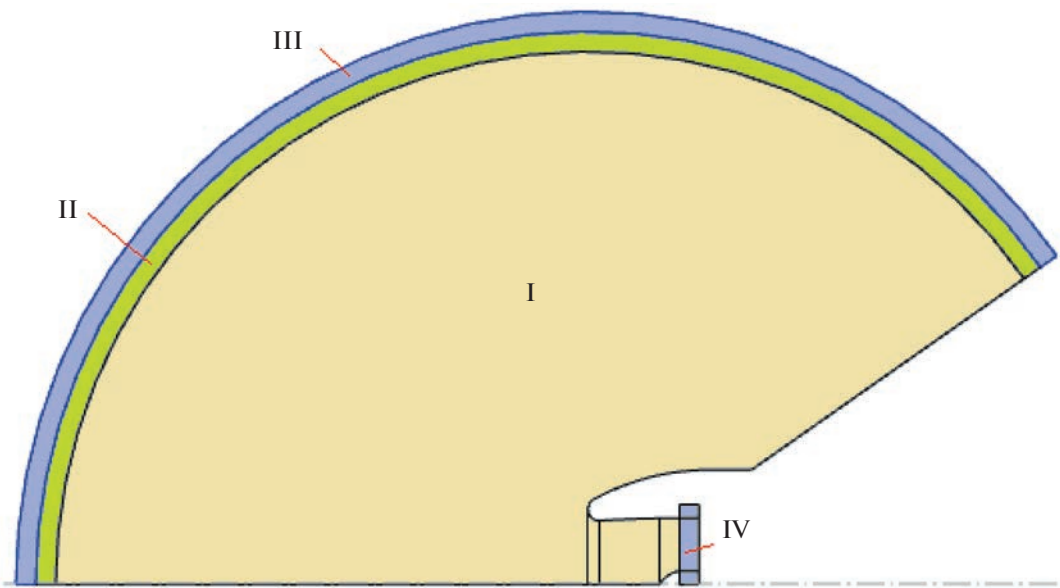


Рис. 1. Нумерация подобластей расчетной области.

Таблица 2. Опорные параметры в газодинамическом расчете

Параметр	Обозначение	Значение
Давление, Па	p_{ref}	101 325
Плотность, кг/м ³	ρ_{ref}	1.2
Температура, °C	T_{ref}	20
Скорость, м/с	v_{ref}	103

Для подобласти I расчет потока проводился в осесимметричной постановке на основе предположения о том, что поток является безвихревым, изоэнтропийным, невязким и сжимаемым. Поля скорости и плотности определяются из системы стационарных уравнений Эйлера для потенциального потока:

$$\begin{cases} \left(\frac{|\Phi|^2}{2} + \frac{\gamma}{\gamma-1} \left(\frac{\rho}{\rho_{\text{ref}}} \right)^{\gamma} \frac{p_{\text{ref}}}{\rho} \right) = \frac{v_{\text{ref}}^2}{2} + \frac{\gamma}{\gamma-1} \frac{p_{\text{ref}}}{\rho_{\text{ref}}}, \\ \nabla(\rho \nabla \Phi) = 0, \end{cases} \quad (1)$$

где Φ — потенциал скорости потока; ρ — плотность; γ — отношение удельных теплоемкостей; параметры потока с подстрочными обозначениями “ref” соответствуют параметрам из табл. 2.

Моделируются условия испытания двигателя на открытом стенде, т.е. спутный поток отсутствует. Внешняя граница подобласти I находится на расстоянии 8 м от центра входа в воздухозаборник. Данное расстояние достаточно, чтобы ско-

рость среды на внешней границе подобласти I можно было считать близкой к 0. Таким образом, в качестве граничных условий для решения уравнений (1) на линии 1 (рис. 2) подобласти I задается нормальная скорость и плотность, характерные для работы вентилятора на режиме “Посадка”. На линии 3 (рис. 2) задается нулевое значение нормального к линии потенциала скорости. На остальных границах подобласти I для решения уравнений (1) задаются условия непротекания и проскальзывания.

Акустические расчеты в подобласти I и IV (рис. 1) выполнялись в осесимметричной постановке на основе уравнения Блохинцева для акустического потенциала:

$$\begin{aligned} & -\frac{\rho_0}{c_0^2} i\omega(i\omega\Phi + \mathbf{V}\nabla\Phi) + \\ & + \nabla \left(\rho_0 \nabla\Phi - \frac{\rho_0}{c_0^2} (i\omega\Phi + \mathbf{V}\nabla\Phi) \mathbf{V} \right) = 0, \end{aligned} \quad (2)$$

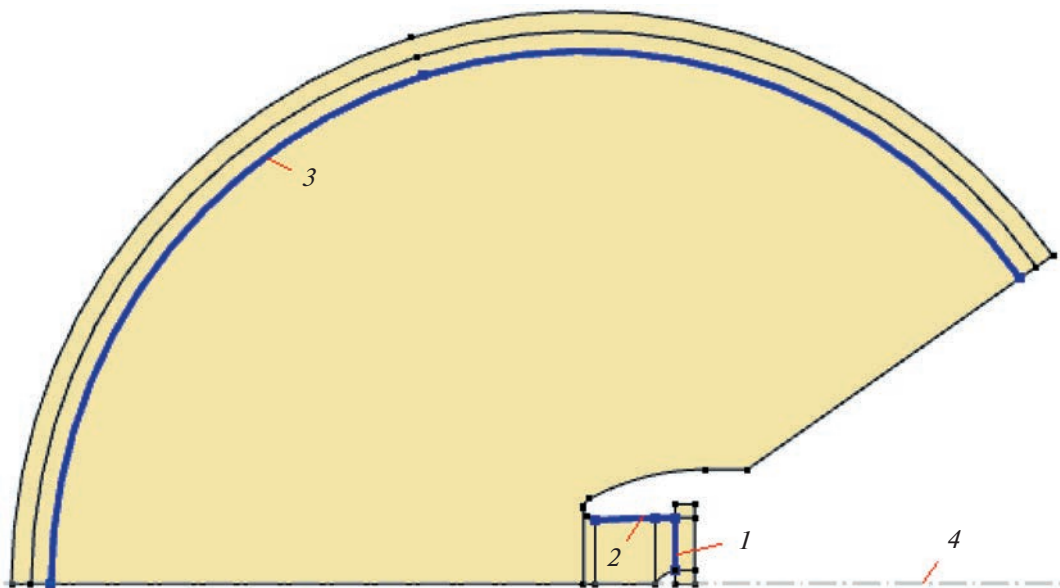
где $\mathbf{V}$ — вектор скорости установившегося потока, компоненты которого находятся из предварительного газодинамического расчета.

Генерация одиночной моды с окружным номером m и радиальным номером n реализуется следующим образом. На линии источника 1, принадлежащей подобласти I, задается поток массы:

$$m_{mn} = -i\xi_{mn}\Phi_{mn}\rho_0.$$

Акустический потенциал Φ_{mn} определяется как

$$\Phi_{mn} = \frac{p_{mn}}{-i\rho_0 c_0 (k - \xi_{mn} M_0)}, \quad (3)$$

**Рис. 2.** Линии задания граничных условий: 1 — источник звука; 2 — импеданс ЗПК; 3 — граница вычисления интеграла Гельмгольца–Кирхгоффа; 4 — ось симметрии.

где $\xi_{mn} = \frac{-kM_0 + \sqrt{k^2 - \eta_{mn}^2(1 - M_0^2)}}{1 - M_0^2}$ – осевое волновое число; M_0 – число Маха. Акустическое давление определяется по формуле:

$$p_{mn} = A_{mn}N_{mn} \left(J_{|m|}(\eta_{mn}r) + C_{mn}Y_{|m|}(\eta_{mn}r) \right).$$

Здесь A_{mn} – амплитуда одиночной моды; $J_{|m|}$, $Y_{|m|}$ – функции Бесселя и Нейманна порядка m , соответственно; $\eta_{mn} = \lambda_{mn}/b$ – радиальное волновое число, где b – внешний радиус канала в сечении I (рис. 2); λ_{mn} – n -ый корень характеристического уравнения:

$$J'_{|m|}(\eta_{mn})Y'_{|m|}(\eta_{mn}h) - J'_{|m|}(\eta_{mn}h)Y'_{|m|}(\eta_{mn}) = 0,$$

где $h = a/b$ – отношение внутреннего радиуса a к внешнему радиусу канала b в сечении I (рис. 2).

Коэффициент C_{mn} находится по формуле:

$$C_{mn} = -J'_{|m|}(\eta_{mn}b)/Y'_{|m|}(\eta_{mn}b).$$

Коэффициент нормировки N_{mn} для плоской волны ($m = 0, n = 0$) равен 1, в остальных случаях определяется по выражению:

$$N_{mn} = \sqrt{\frac{b^2 - a^2}{\left[r^2 \left(1 - \left(\frac{m}{\eta_{mn}r} \right)^2 \right) \left(S_{|m|}(\eta_{mn}r) \right)^2 \right]_a^b}},$$

где $S_{|m|}(\eta_{mn}r) = J_{|m|}(\eta_{mn}r) + C_{mn}Y_{|m|}(\eta_{mn}r)$.

На линии I , принадлежащей подобласти IV (рис. 1), фиксируется разность потенциалов между областью I и IV

$$\varphi_{(I-IV)} = \varphi - \varphi_{mn},$$

где φ – потенциал, входящий в уравнение (2), который представляет собой сумму прямой и отраженной волны; φ_{mn} – потенциал, соответствующий генерируемой моде и определяемый по формуле (3).

Стоит отметить, что линия задания источника звука I на рис. 2 не соответствует точному положению вентилятора, а находится по факту немного перед вентилятором в сечении, где определяется модальный состав шума вентилятора на основе нестационарного газодинамического расчета вентиляторной ступени [1–4]. При этом в реальном шуме вентилятора амплитуды звуковых мод сильно разнятся по уровню, и моды с изначально низкой амплитудой будут оказывать слабое воздействие на изменение импеданса вдоль ЗПК. В нашем же исследовании амплитуды всех мод

A_{mn} являются одинаковыми и соответствуют уровню звукового давления 160 дБ. Такая постановка принята для удобства сопоставления влияния переменного импеданса на УЗД, формируемый в дальнем поле каждой отдельной модой при прочих равных условиях.

Линия 2 на рис. 1 моделирует звукопоглощающую облицовку воздухозаборника. На этой линии задается импедансное граничное условие в виде:

$$\begin{aligned} -\mathbf{n} \left(\rho_0 \nabla \varphi - \frac{\rho_0}{c_0^2} (i\omega \varphi + \mathbf{V} \nabla \varphi) \mathbf{V} \right) = \\ = \rho_0 \left(\frac{p}{Z} + \frac{1}{i\omega} (\mathbf{V} \nabla) \frac{p}{Z} \right). \end{aligned} \quad (4)$$

Здесь $\mathbf{n}$ – нормальный к границе вектор; $Z = Z_n \rho_0 c_0$ – импеданс; Z_n – известное значение нормализованного импеданса, которое определяется по полуэмпирической модели [11].

Распределение акустического давления в подобласти II (рис. 1) определялось на основе уравнения Гельмгольца:

$$\Delta p + k^2 p = 0. \quad (5)$$

Полученные для подобласти II значения акустического давления на границе 3 пересчитываются через интеграл Гельмгольца–Кирхгофа в дальнее поле:

$$p_{\text{ext}} = \int_{S(\mathbf{r})} (G(\mathbf{R}, \mathbf{r}) \nabla p(\mathbf{r}) - \nabla G(\mathbf{R}, \mathbf{r}) p(\mathbf{r})) (-\mathbf{n}) dS, \quad (6)$$

где $G(\mathbf{R}, \mathbf{r}) = \frac{e^{-ik|\mathbf{r}-\mathbf{R}|}}{4\pi|\mathbf{r}-\mathbf{R}|}$ – функция Грина; $\mathbf{R}$ – расстояние, на котором находится источник звука (в нашем случае соответствует линии 3 на рис. 2); $\mathbf{r}$ – расстояние, на которое пересчитывается акустическое давление (в нашем случае 50 м от центра входа в воздухозаборник, что соответствует положению микрофонов на открытом стенде).

Для обеспечения неотражающих условий на внешних границах с обоих краев расчетной области располагаются идеально согласованные слои – сферический в подобласти III и цилиндрический в подобласти IV (рис. 1). На остальных внешних границах расчетной области, кроме линии осевой симметрии 4 (рис. 2), для проведения акустических расчетов задается условие жесткой стенки.

Уравнения (1), (2), (5) с соответствующими граничными условиями решаются методом конечных элементов в программном пакете COMSOL Multiphysics.

ПРОЦЕДУРА РАСЧЕТА РАСПРОСТРАНЕНИЯ ОДИНОЧНЫХ МОД В ДАЛЬНЕЕ ПОЛЕ С УЧЕТОМ ЗАВИСИМОСТИ ИМПЕДАНСА ЗПК ОТ СКОРОСТИ СКОЛЬЗЯЩЕГО ПОТОКА И УРОВНЯ ЗВУКОВОГО ДАВЛЕНИЯ

Как видно из полуэмпирической модели [11], импеданс ЗПК зависит от УЗД. При этом УЗД изменяется вдоль ЗПК из-за поглощения звуковой энергии и, соответственно, вдоль ЗПК изменяется и импеданс. Поскольку коэффициент звукопоглощения и нормализованный импеданс связаны друг с другом, то можно сказать, что и импеданс в свою очередь оказывает влияние на УЗД. Таким образом, взаимовлияние импеданса и УЗД должно быть учтено в граничном условии (4) путем задания соответствующих значений Z_n .

Также из полуэмпирической модели [11] и формулы (4) видно, что импеданс зависит от скорости скользящего потока, однако обратного воздействия импеданса на скорость потока нет. Поэтому достаточно один раз определить поле скорости в подобласти I (рис. 1) и далее использовать без изменений полученные значения скорости в акустическом расчете для одиночных мод с разными окружными и радиальными номерами.

Для учета взаимовлияния импеданса и УЗД была разработана расчетная процедура, блок-схема которой представлена на рис. 3. Расчетная процедура состоит из нескольких шагов. Шаги 1.1 и 1.2 являются предварительными шагами. На шаге 1.1 выполняется газодинамический расчет: решаются уравнения (1) с соответствующими граничными условиями, в результате чего определяется поле скорости, используемое на дальнейших шагах. На шаге 1.2 решаются уравнения (2) и (5) с соответствующими граничными условиями. При этом на линии 2 (рис. 2) может быть задано условие жесткой стенки или постоянный нормализованный импеданс Z_n , определенный по полуэмпирической модели при скорости скользящего потока V_{ref} и УЗД 160 дБ.

Шаг 2 представляет собой считывание вдоль линии 2 (рис. 2) скорости скользящего потока, найденной на шаге 1.1, и УЗД, найденного на шаге 1.2. Для этого вся линия 2 разбивается на 401 точку, в которых значения УЗД запоминаются в массив УЗД^{old} с целью дальнейшего его сравнения с новым приближением.

На шаге 3 по полуэмпирической модели определяется Z_n при скорости потока и УЗД в каждой из 401-ой точки. Затем найденные импедансы интерполируются на узлы конечно-элементной сетки вдоль линии 2 (рис. 2) и подставляются в импедансное граничное условие (4). На шаге 4 решаются уравнения (2) и (5) с соответствующими граничными условиями. На шаге 5 считывается

найденное на шаге 4 распределение УЗД вдоль линии 2 (рис. 2) и сохраняется в массив УЗД^{new}.

На шаге 6 выполняется проверка условия:

$$\Delta \text{УЗД} = \sum_{k=1}^K |\text{УЗД}_k^{\text{old}} - \text{УЗД}_k^{\text{new}}| \leq 1 \text{ дБ}, \quad (7)$$

где k — номер точки на линии 2; K — общее число точек на линии 2 (в нашем случае $K = 401$).

Если условие (7) истинно, то по формуле (6) определяется акустическое давление в дальнем поле, которое затем пересчитывается в УЗД, и расчетная процедура на этом останавливается. Если условие (7) ложно, то значения массива УЗД^{new} сохраняются в массив УЗД^{old} и вновь повторяются шаги 3–6 расчетной процедуры.

РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТОВ И ИХ АНАЛИЗ

Результаты газодинамического расчета представлены на рис. 4. Видно, что, начиная с координаты 0.6 м в направлении к входу в воздухозаборник, скорость потока значительно возрастает, что должно отражаться на импедансе ЗПК.

Акустические расчеты проводились для частот 500, 1000, 1500 Гц. В данный диапазон довольно часто попадают первые три гармоники вентилятора, имеющие наиболее высокие уровни генерации шума при работе двухконтурного турбореактивного двигателя среднемагистрального самолета на режиме “Посадка”. Данных частот вполне достаточно для проведения оценочного анализа влияния переменности импеданса на УЗД в дальнем поле. Выбор же более высоких режимов работы двигателя увеличит время расчетов, т.к. увеличится количество распространяющихся мод, но принципиально это не повлияет на выводы, сделанные по результатам исследований.

В расчете рассматривались следующие варианты условий на границе ЗПК: жесткая стенка; постоянный импеданс (импеданс не меняется по длине ЗПК); переменный импеданс (импеданс изменяется по длине ЗПК в зависимости от изменений скорости скользящего потока и УЗД). Поскольку расчеты проводились для большого количества мод, то на рис. 5–7 представлены только некоторые примеры, которые наиболее ярко демонстрируют соотношения между распределениями УЗД в дальнем поле, полученные для разных условий, реализуемых на границе ЗПК.

Из представленных графиков видно, что в зависимости от окружного и радиального номера моды, а также геометрических характеристик ЗПК могут получаться разные соотношения между УЗД в дальнем поле для постоянного и переменного импеданса:

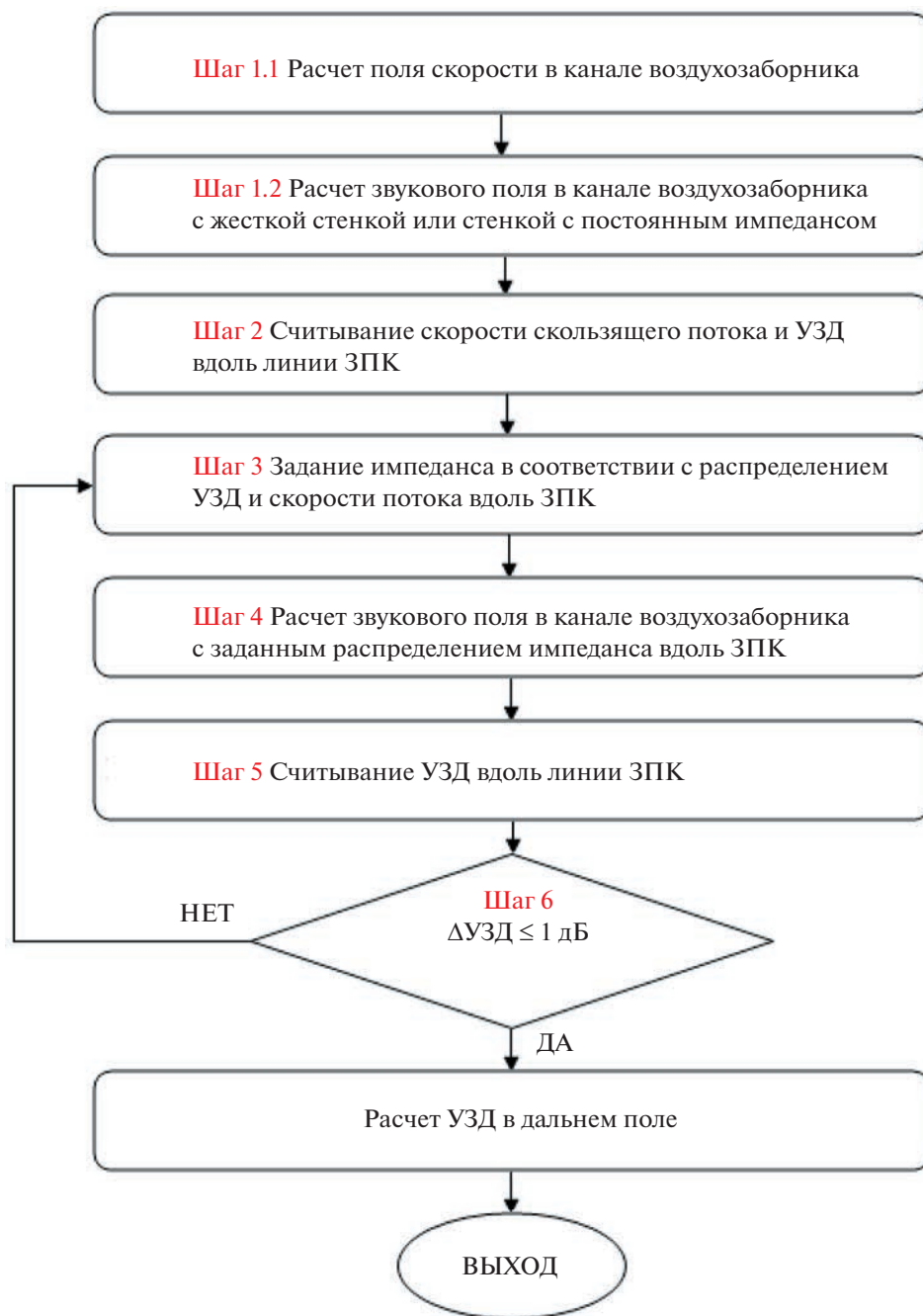


Рис. 3. Блок-схема алгоритма по учету зависимости импеданса от скорости скользящего потока и уровня звукового давления.

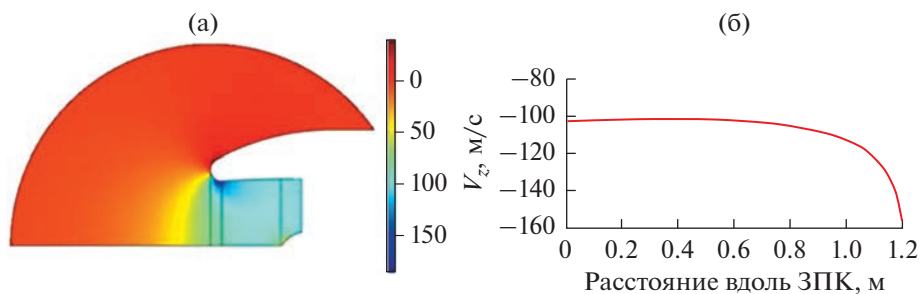


Рис. 4. Осевая компонента скорости потока: (а) – во всей области расчета; (б) – вдоль границы ЗПК.

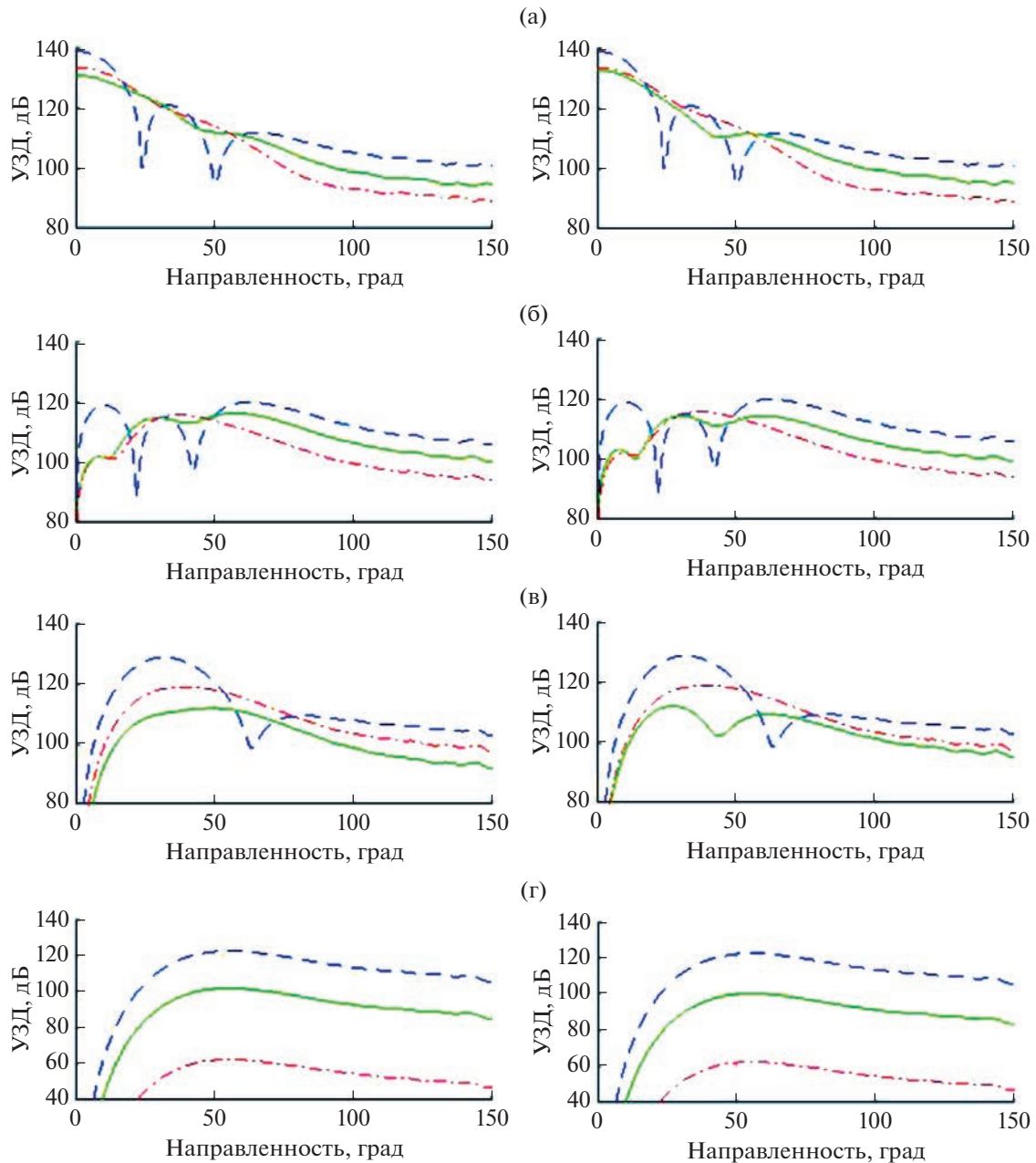


Рис. 5. УЗД в дальнем поле для некоторых одиночных мод на частоте 500 Гц: слева — однослойная ЗПК; справа — двухслойная ЗПК; (а) — мода ($m = 0, n = 0$); (б) — мода ($m = 1, n = 2$); (в) — мода ($m = 3, n = 0$); (г) — мода ($m = 6, n = 0$); — — жесткая стенка; — — постоянный импеданс; - - - переменный импеданс.

— переменный импеданс дает более высокий УЗД, чем постоянный импеданс во всей области направленности излучения (рис. 5в, 6г);

— постоянный импеданс дает более высокий УЗД, чем переменный импеданс во всей области направленности излучения (рис. 5г);

— постоянный и переменный импеданс дают примерно одинаковый УЗД в направлении углов

0–50 градусов, а затем УЗД начинают существенно отличаться (рис. 5а, 5б, 7б, 7г);

— постоянный и переменный импеданс дают примерно одинаковый УЗД в направлении больших углов 60–150 градусов (рис. 7в, двухслойная ЗПК).

— постоянный и переменный импеданс дают примерно одинаковый УЗД во всем диапазоне

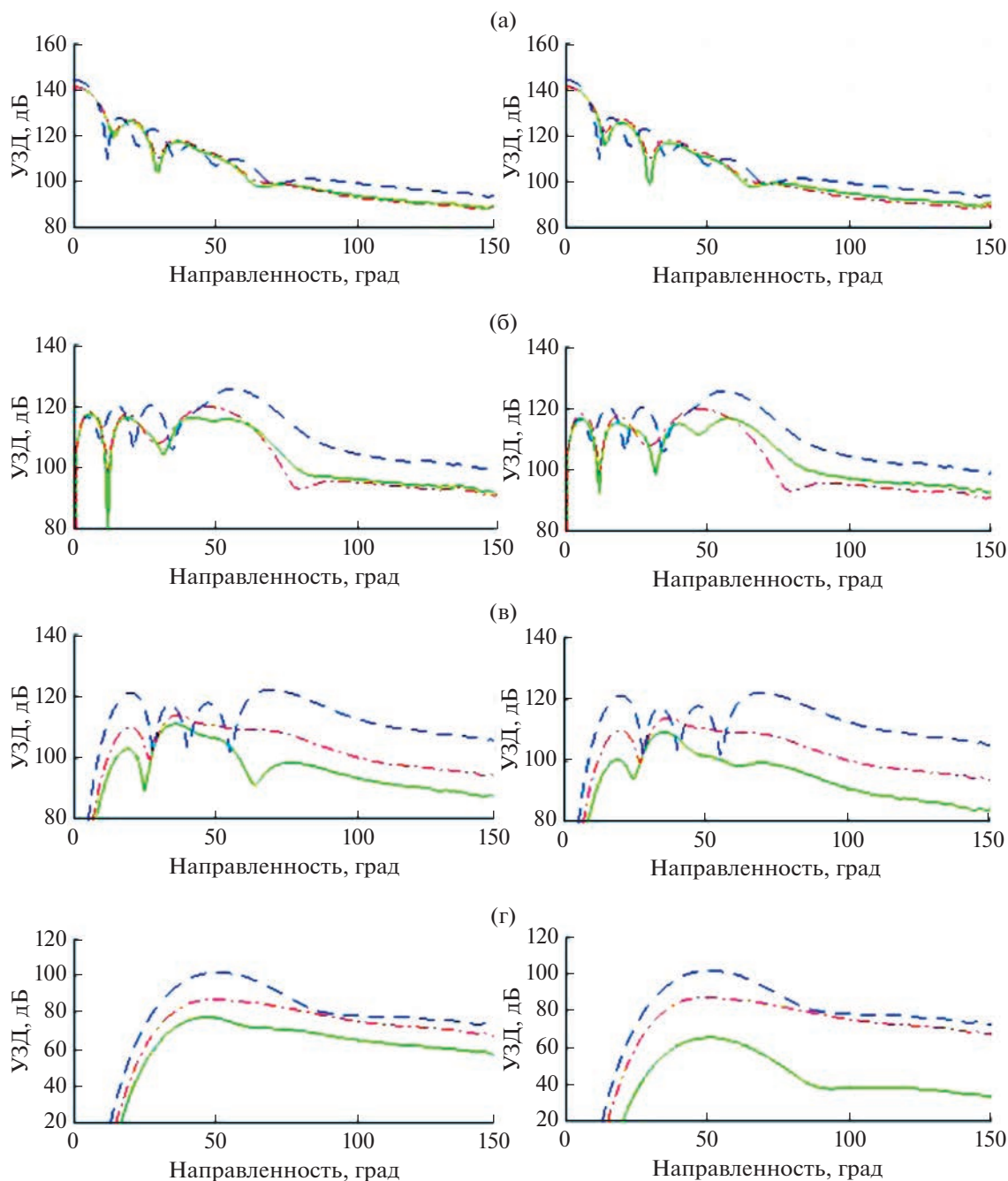


Рис. 6. УЗД в дальнем поле для некоторых одиночных мод на частоте 1000 Гц: слева — однослойная ЗПК; справа — двухслойная ЗПК; (а) — мода ($m = 0, n = 0$); (б) — мода ($m = 1, n = 4$); (в) — мода ($m = 5, n = 3$); (г) — мода ($m = 9, n = 0$); — жесткая стенка; — постоянный импеданс; - - - переменный импеданс.

рассматриваемых углов (рис. 6а, однослойная ЗПК).

Оценив результаты для разных мод, можно сделать вывод, что в подавляющем большинстве случаев постоянный и переменный импеданс дают отличные друг от друга значения УЗД в дальнем поле, при этом учет переменности импеданса меняет не только значения УЗД в дальнем поле,

но и направленность максимального излучения моды.

Заметим также, что распределения УЗД в дальнем поле для однослойной и двухслойной ЗПК в случае переменного импеданса схожи между собой, тогда как при постоянном импедансе однослойные ЗПК ожидаемо дали несколько более высокие УЗД, чем двухслойные ЗПК. Однако для

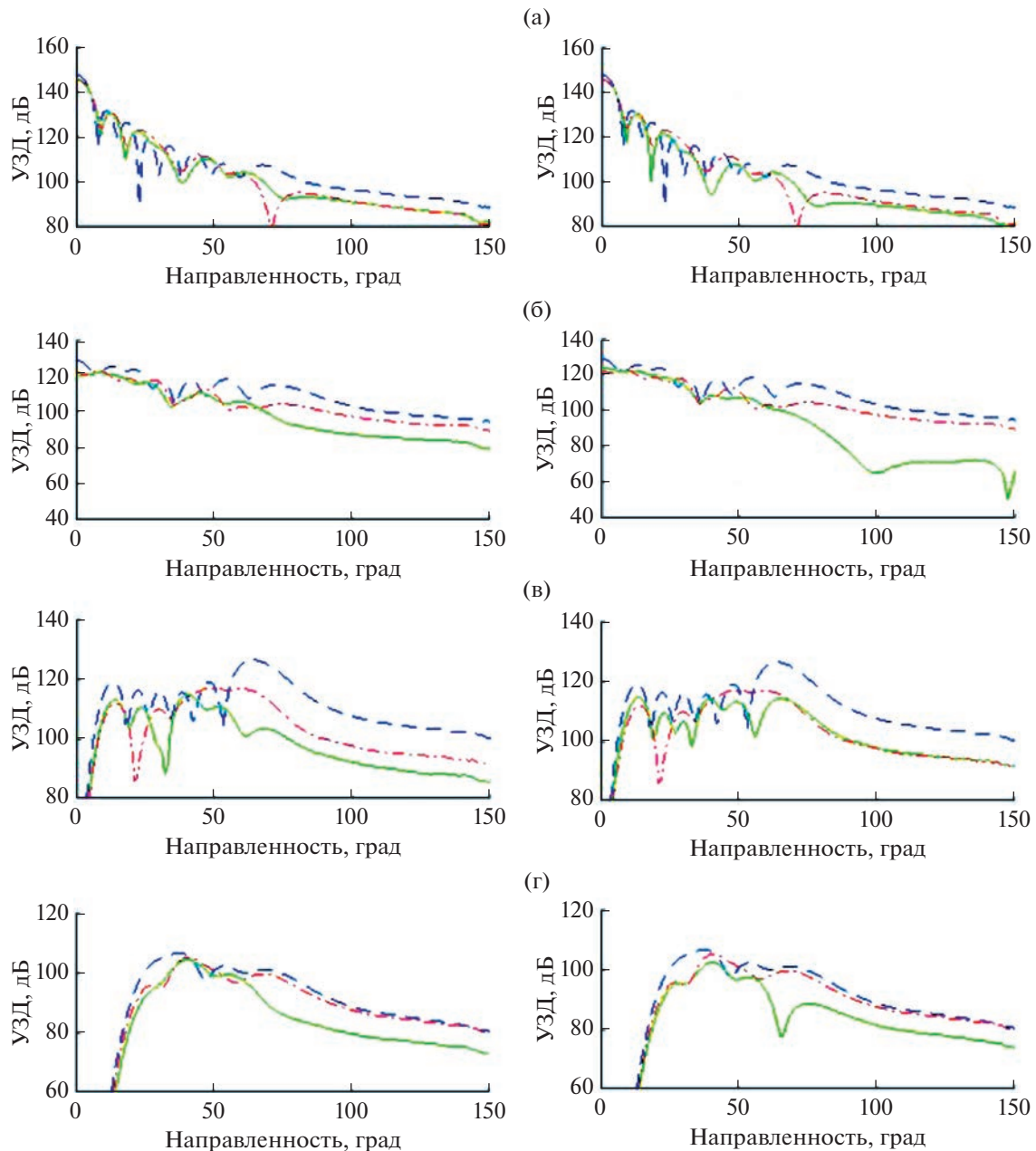


Рис. 7. УЗД в дальнем поле для некоторых одиночных мод на частоте 1500 Гц: слева — однослойная ЗПК; справа — двухслойная ЗПК; (а) — мода ($m = 0, n = 0$); (б) — мода ($m = 0, n = 7$); (в) — мода ($m = 5, n = 5$); (г) — мода ($m = 11, n = 4$); — жесткая стенка; — постоянный импеданс; - - - переменный импеданс.

всего многообразия геометрических параметров ЗПК, применяемых в облицовке воздухозаборников, вполне возможно найдутся и такие, которые дадут более сильные отличия в поведении УЗД в дальнем поле при учете переменности импеданса в расчете распространения мод. Безусловно, другие факторы также повлияют на перераспределение соотношений между УЗД в дальнем поле для постоянного и переменного импеданса, например, форма воздухозаборника [22] или проведе-

ние расчетов при набегающем потоке (полетные условия) [23].

Чтобы валидировать представленную на рис. 4 процедуру, расчеты с переменным импедансом проводились для разных начальных распределений УЗД вдоль стенки ЗПК (шаг 1.2 на рис. 3.). В первом случае в качестве начального приближения для вычисления переменного импеданса использовалось распределение УЗД, полученное в расчете распространения моды при жесткой

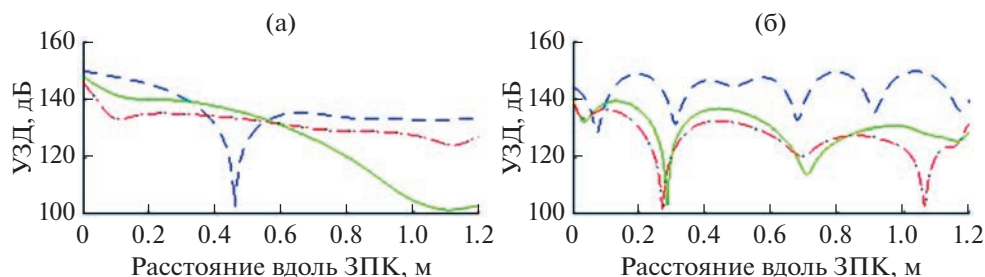


Рис. 8. Распределение УЗД вдоль линии ЗПК: (а) — мода ($m = 12, n = 1$) на частоте 1000 Гц при двухслойной ЗПК; (б) — мода ($m = 0, n = 7$) на частоте 1500 Гц при однослойной ЗПК; — — начальное распределение Вариант 1 (жесткая стенка); — — начальное распределение Вариант 2 (постоянный импеданс); конечное распределение для расчета с переменным импедансом при начальном распределении по Варианту 1; - - - - - конечное распределение для расчета с переменным импедансом при начальном распределении по Варианту 2.

стенке, а во втором случае — при стенке с постоянным импедансом. На рис. 8 показаны примеры вариантов начальных и конечных распределений УЗД вдоль линии ЗПК. Несмотря на то что варианты начальных распределений УЗД сильно отличаются друг от друга, видно, что расчетная процедура всегда приходит к одному и тому же конечному решению. Данный результат получен для всех расчетных случаев (все распространяющиеся моды на частоте 500, 1000 и 1500 Гц), что подтверждает корректность предложенной процедуры учета зависимости импеданса стенки от скорости потока и УЗД в задаче расчета распространения одиночных мод в дальнее поле.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Проведенные исследования показывают, что разработанная авторами процедура расчета распространения одиночных звуковых мод через воздухозаборник авиационного двигателя, облицованный ЗПК с переменным импедансом, зависящим от скорости потока и уровня звукового давления в локальной точке ЗПК, составлена корректно. Это доказывается тем, что абсолютно разные начальные приближения по распределению УЗД вдоль ЗПК для рассматриваемой моды приводят к одному и тому же конечному решению. Таким образом, валидированная процедура может быть предложена для применения в дальнейших расчетах по прогнозированию шума вентилятора в дальнем поле на основе тяжеловесных математических моделей, более полно учитывающих физические эффекты (например, наличие турбулентного пограничного слоя), сопровождающие распространение звуковых мод в канале с потоком, что позволит повысить точность определения значений УЗД.

Сравнительный анализ результатов расчетов, полученных по разработанной процедуре, показал, что в зависимости от окружного и радиального номера моды, а также геометрических характе-

ристик ЗПК могут получаться разные соотношения между УЗД в дальнем поле для постоянного и переменного импеданса. В общем случае постоянный и переменный импеданс дают отличные друг от друга значения УЗД в дальнем поле, при этом учет переменности импеданса меняет не только значения УЗД в дальнем поле, но и направленность максимального излучения моды. Это говорит о том, что эффект переменного импеданса необходимо учитывать при прогнозировании шума вентилятора в дальнем поле.

Работа выполнена при финансовой поддержке Пермского края и Российского научного фонда, номер проекта 22-22-20087.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Reboul G., Polacsek C., Desquesnes G.* Towards numerical simulation of fan broadband noise propagation and radiation from aero-engines // AIAA Paper 2009–3337.
2. *Martin Doherty, Howoong Namgoong.* Impact of turbofan intake distortion on fan noise propagation and generation // AIAA Paper 2016–2018.
3. *Winkler J., Reimann C.A., Gumke Ch.D., Ali A.A., Reba R.A.* Inlet and aft tonal noise predictions of a full-scale turbofan engine with bifurcation and inlet distortion // AIAA Paper 2017–3034.
4. *Шуваев Н.В., Синер А.А., Большагин Н.Н., Колегов Р.Н.* Численное моделирование отражения акустической волны от вращающегося лопаточного венца // Вестник ПНИПУ. Аэрокосмическая техника, 2018. № 52. С. 5–15.
5. *Shi Zheng, Mei Zhuang, Frank Thiele.* Noise prediction and optimization system for turbofan engine inlet duct design // AIAA Paper 2004–3031.
6. *Astley R.J., Sugimoto R., Mustafi P.* Computational aero-acoustics for fan duct propagation and radiation. Current status and application to turbofan liner optimization // J. Sound and Vibration, 2011. V. 330. P. 3832–3845.
7. *Xiong L., Sugimoto R., Quaranta E.* Effects of turbofan engine intake droop and length on fan tone noise // AIAA Paper 2019–2581.

8. *Sugimoto R., Murray P., McAlpine A., Astley R.J.* Prediction of in-duct and near-field noise for a fan rig intake // AIAA Paper 2013–2022.
9. *Justin H. Lan, Yueping Guo, Cyrille Breard.* Validation of acoustic propagation code with JT15D static and flight test data // AIAA Paper 2004–2986.
10. *Venditti D.A., Ait-Ali-Yahia D., Robichaud M., Girard G.* Spectral-element/Kirchhoff method for fan-tone directivity calculations // AIAA Paper 2005–2926.
11. *Соболев А.Ф.* Полуэмпирическая теория однослойных сотовых звукопоглощающих конструкций с лицевой перфорированной панелью // Акуст. журн. 2007. Т. 53. № 6. С. 861–872.
12. *Jia Yu, Marta Ruiz, Hwa Wan Kwan.* Validation of Godrich perforate liner impedance model using NASA Langley test data // AIAA Paper 2008–2930.
13. *Spillere A., Reis D., Cordioli J.A.* A systematic review of semi-empirical acoustic liner models under grazing flow and high SPL // Proc. the 22-nd Int. Congress on Acoustics, Buenos Aires, 5–9 September 2016.
14. *Rienstra S.W., Singh D.K.* Nonlinear asymptotic impedance model for a Helmholtz resonator of finite depth // AIAA J. 2018. V. 56. № 5. P. 1792–1802.
15. *Hervé Denayer, Wim De Roeck, Wim Desmet, Thomas Toulorge.* Acoustic characterization of a Helmholtz resonator under grazing flow conditions using a hybrid-methodology // AIAA Paper. 2013–2076.
16. *Na W., Boij S., Efraimsson G.* Simulations of acoustic wave propagation in an impedance tube using a frequency-domain linearized Navier-Stokes methodology // AIAA Paper 2014–2960.
17. *Jensen M.H., Shaposhnikov K., Svensson E.* Using the linearized Navier–Stokes equations to model acoustic liners // AIAA Paper 2018–3783.
18. *Khramtsov I.V., Kustov O.Yu., Palchikovskiy V.V., Bulbovich R.V.* Comparison of acoustic characteristics of resonant liner samples at normal incidence of waves based on semiempirical model, natural experiment and numerical simulation // AIP Conf. Proc. 2021. V. 2351. No. 030036.
19. *Jones M.G., Watson W.R., Parrott T.L.* Benchmark data for evaluation of aeroacoustic propagation codes with grazing flow // AIAA Paper 2005–2853.
20. *Tatsuya Ishii, Kenichiro Nagai, Hideshi Oinuma, Shunji Enomoto.* Experimental study of acoustic liner panels shared in IFAR program // AIAA Paper 2019–2602.
21. *Остриков Н.Н., Яковец М.А., Инатов М.С.* Экспериментальное подтверждение аналитической модели распространения звука в прямоугольном канале при наличии скачков импеданса и разработка на ее основе метода извлечения импеданса // Акуст. журн. 2020. Т. 66. С. 128–147.
22. *Башикатов В.В., Остриков Н.Н., Яковец М.А.* Исследование влияния неоднородности скорости потока вблизи среза канала воздухозаборника на коэффициенты отражения звуковых мод // Материалы VII-ой Всероссийской конференции молодых ученых и специалистов “Акустика среды обитания”, Россия, Москва, 26–27 мая 2022. С. 21–34.
23. *Копьев В.Ф., Остриков Н.Н., Яковец М.А., Инатов М.С., Кругляева А.Е., Сидоров С.Ю.* Излучение звука из открытого конца канала, моделирующего воздухозаборник авиадвигателя в статических условиях и в потоке // Акуст. журн. 2019. Т. 65. С. 59–73.