

УДК: 534.231

OECD: 1.03

## Расчётный метод определения переменного импеданса звукопоглощающей конструкции

Кузнецов А.А.<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Младший научный сотрудник, Пермский национальный исследовательский политехнический университет, г. Пермь, РФ

### Аннотация

В настоящей работе выполняется верификация расчетного метода определения импеданса звукопоглощающей конструкции локально-реагирующего типа с учётом изменения звукового давления вдоль канала по результатам измерений в интерферометре с потоком на различных режимах работы. Распространение звука в канале интерферометра с потоком и стенкой с переменным импедансом моделируется на основе решения уравнений Эйлера методом конечных элементов в трехмерной постановке. Используются зависимости импеданса от УЗД в локальных точках образца ЗПК и скорости потока на основе полуэмпирической модели импеданса Соболева. Расчеты проводятся в диапазоне частот 500 — 3150 Гц. В точках, соответствующих положению микрофонов в интерферометре с потоком, сравниваются расчетные и экспериментальные значения акустического давления. Для ряда частот отмечается хорошее согласование результатов расчетов и экспериментов.

**Ключевые слова:** звукопоглощающие конструкции, переменный импеданс, полуэмпирические модели импеданса, интерферометр с потоком, численное моделирование, метод конечных элементов.

### *Calculation method for determining the variable impedance of an acoustic liner*

Kuznetsov A.A.<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Junior researcher, Perm National Research Polytechnic University, Perm, Russia

### Abstract

*In this work, verification of the computational method for determining the impedance of locally reacting acoustic liner is performed, taking into account changes in sound pressure level (SPL) along the duct based on measurements in the Grazing Flow Impedance Tube at various operating regimes. The propagation of sound in the duct of the Grazing Flow Impedance Tube with variable impedance wall is simulated based on solving the Euler equations using the finite element method in three-dimensional formulation. Dependencies of impedance on SPL at local points of the sample and grazing flow velocity are used based on the Sobolev semi-empirical impedance model. Calculations are performed in the frequency range of 500–3150 Hz. At points corresponding to the position of microphones in the Grazing Flow Impedance Tube, calculated and experimental values of acoustic pressure are compared. Good agreement between the calculation results and experiments is noted for a number of frequencies.*

**Keywords:** *acoustic liners, variable impedance, semi-empirical impedance models, grazing flow impedance tube, numerical simulation, finite element method.*

## Введение

Для снижения шума авиационного двигателя (АД) его каналы облицовываются звукопоглощающими конструкциями (ЗПК) локально-реагирующего типа. Хорошо известно, что импеданс таких ЗПК сильно зависит от уровня звукового давления (УЗД) и скорости скользящего потока в канале [1, 2]. Поскольку данные величины изменяются вдоль ЗПК, то импеданс является переменным. Однако часто расчеты проводятся для постоянных значений импеданса, определенных для некоторых осредненных УЗД и скоростей скользящего потока (например, в [3-5]), что отражается на точности получаемых результатов.

При проектировании ЗПК для современных АД особенно важно подобрать импеданс, максимально снижающий шум АД в дальнем поле при учёте звуковых мод, имеющих высокую эффективность излучения в дальнее поле [6]. Данный факт накладывает дополнительные требования к точности соответствия фактических значений импеданса проектным. Наиболее распространённым способом проверки этого соответствия является проведение испытаний образцов ЗПК в установках типа «Интерферометр с потоком» [7] с последующей обработкой полученных результатов измерений акустического давления вдоль канала с целью определения импеданса.

Для повышения точности определения импеданса ЗПК необходим комплексный подход и развитие существующих методов, в том числе учёт его переменности, влияние чего продемонстрировано на примере распространения звуковых мод от вентилятора АД в дальнее поле в работе [8]. Наиболее очевидным экспериментальным способом определения переменного импеданса на установке «Интерферометр с потоком» является его измерение методом Дина [9] в отдельных точках лицевой поверхности ЗПК, однако такой подход является весьма трудоемким в реализации и в настоящее время используют методы определения импеданса постоянного по длине ЗПК [10-12].

Таким образом, актуальной задачей является разработка метода определения переменного импеданса с учётом различных УЗД и скорости потока в канале интерферометра с целью повышения точности последующей настройки ЗПК на эффективное снижение шума АД в дальнем поле.

## 1. Расчётный метод определения переменного импеданса ЗПК

Расчетный метод определения переменного импеданса ЗПК основан на численном моделировании распространения звука в рабочей части интерферометра с потоком и переменным вдоль ЗПК импедансом, зависимость которого от УЗД описывается какой-либо полуэмпирической моделью. Поскольку между УЗД и импедансом есть взаимовлияние, то расчет должен представлять собой итерационную процедуру, которая последовательно уменьшает рассогласование между распределением УЗД в канале при заданном распределении импеданса и определяемым по полуэмпирической модели импедансом при заданном распределении УЗД. Алгоритм решения данной задачи был предложен ранее в работе [8], его блок-схема представлена на рисунке 1.

Для получения начального распределения акустического давления вдоль зоны ЗПК проводится расчёт, где ЗПК заменяется жёсткой стенкой. Затем на основе полученного распределения УЗД импеданс вычисляется по полуэмпирической модели в каждой локальной точке поверхности ЗПК. Полученное распределение импеданса используется уже в численном моделировании распространения звука в канале с

потоком и импедансной стенкой. Процедура повторяется, начиная с этапа вычисления импеданса по полуэмпирической модели, пока распределение УЗД вдоль поверхности ЗПК отличается от распределения УЗД на предыдущей итерации более, чем на 1 дБ.

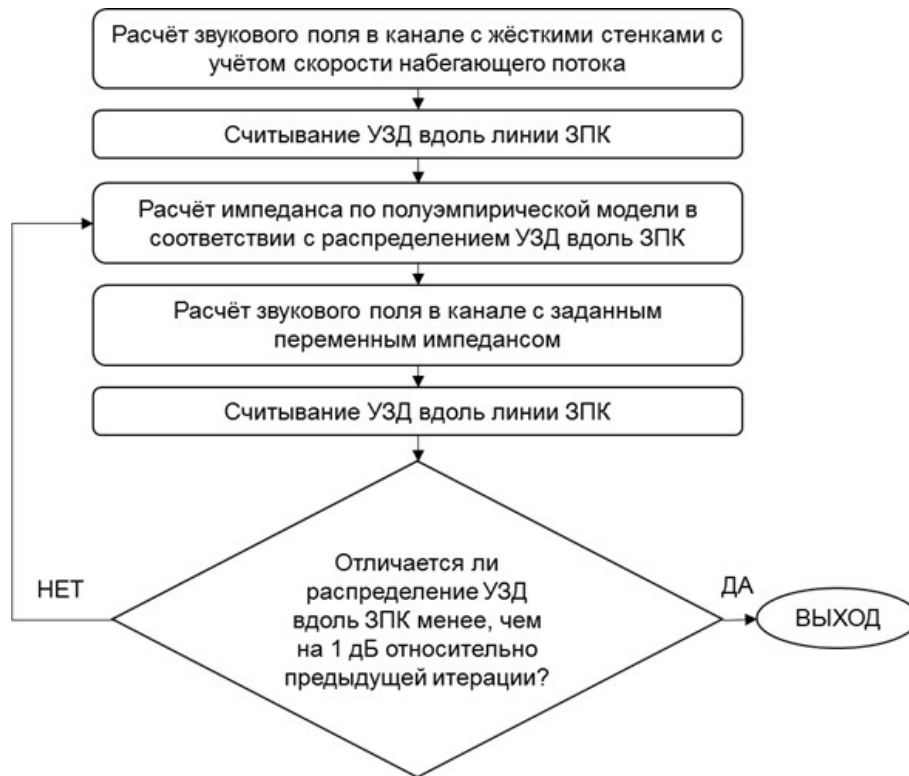


Рис. 1. Блок-схема итерационной процедуры определения переменного импеданса

В данном исследовании численное моделирование выполняется на основе решения линеаризованных уравнений Эйлера для трёхмерной модели рабочей части интерферометра с потоком:

$$\begin{cases} i\omega\rho_t + \rho_t(\nabla \cdot \mathbf{u}_0) + \mathbf{u}_t \cdot \nabla \rho_0 + \mathbf{u}_0 \cdot \nabla \rho_t + \rho_0 \nabla \cdot \mathbf{u}_t = 0 \\ i\omega \mathbf{u}_t + \left( \left[ \mathbf{u}_t + \frac{\rho_t}{\rho_0} \mathbf{u}_0 \right] \cdot \nabla \right) \mathbf{u}_0 + (\mathbf{u}_0 \cdot \nabla) \mathbf{u}_t + \frac{1}{\rho_0} \nabla p_t = 0 \\ i\omega p_t + \mathbf{u}_t \cdot \nabla p_0 + p_t \gamma (\nabla \cdot \mathbf{u}_0) + \mathbf{u}_0 \cdot \nabla p_t + \gamma p_0 \nabla \cdot \mathbf{u}_t = 0 \end{cases}$$

где  $i$  – мнимая единица;  $\omega$  – угловая частота, рад/с;  $\gamma$  – отношение удельных теплоёмкостей;  $\mathbf{u}$  – вектор скорости, м/с;  $\rho$  – плотность, кг/м<sup>3</sup>;  $p$  – давление, Па. Скорость, плотность и давление с нижним индексом 0 относятся к параметрам потока в канале, с нижним индексом  $t$  – к акустическим параметрам.

Стоит отметить, что двухмерную постановку здесь использовать нельзя, поскольку это приводит к неправильному моделированию снижения звуковой энергии вдоль канала из-за меньшей в этом случае площади лицевой поверхности ЗПК и, соответственно, неправильному получению распределения УЗД. Граничные условия задачи представлены на рисунке 2.

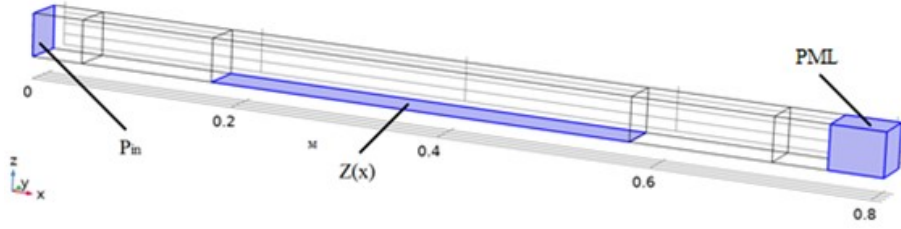


Рис. 2. Граничные условия численной модели

На входе в расчётную область задается акустическое давление  $P_{in}$ , измеренное микрофоном в соответствующем сечении канала в процессе проведения эксперимента на рассматриваемом режиме. Для создания условий распространения звука без отражений от выходного сечения рабочей части экспериментальной установки в модели используется идеально согласованный слой (PML). Для моделирования ЗПК задается импедансное граничное условие Ингарда-Майерса без нормальной к поверхности ЗПК компоненты скорости набегающего потока ( $\mathbf{u}_0 \cdot \mathbf{n} = 0$ ):

$$\mathbf{u}_t \cdot \mathbf{n} = \frac{p_t}{Z_n(x)} + \frac{1}{i\omega} \mathbf{u}_0 \cdot \nabla \left( \frac{p_t}{Z_n(x)} \right) + \frac{p_t}{i\omega Z_n(x)} \mathbf{u}_0 \cdot ((\mathbf{n} \cdot \nabla) \mathbf{n})$$

где  $\mathbf{n}$  – нормальный к импедансной поверхности вектор. Поскольку импеданс  $Z_n$  в направлении оси  $y$  не меняется, то он описывается только как функция координаты  $x$ :

$$Z_n(x) = (Z_{re}(x) + i \cdot Z_{im}(x)) \cdot \rho_0 \cdot c_0$$

где  $c_0$  – скорость звука, м/с;  $Z_{re}(x)$  и  $Z_{im}(x)$  – пространственное распределение действительной и мнимой части нормализованного импеданса.

Импеданс в каждой локальной точке поверхности ЗПК вычисляется по полуэмпирической модели Соболева [13], исходя из геометрических характеристик ЗПК, параметров среды, скорости потока и значений УЗД на рассматриваемой частоте. Выражения для нормализованного импеданса  $Z$  по данной модели имеет следующий вид:

$$Z = Z_{re} + i \cdot Z_{im} = \left( \frac{ikt}{Ff(\nu')} + \frac{ik\delta_{nl}\Phi(F)}{Ff(\nu)} \right) + \frac{z_1}{F} + 0.424 \left( \frac{1 - F^2 C_D^2}{F C_D^2} \right) \frac{v}{c_0} + \frac{C_V M}{F C_D^2} - \cot(kh),$$

где  $k$  – волновое число,  $m^{-1}$ ;  $t$  – толщина перфорированной пластины, м;  $F$  – коэффициент перфорации;  $f(\nu) = 1 - \frac{2}{\zeta a} \frac{J_1(\zeta a)}{J_0(\zeta a)}$ ;  $\zeta = \sqrt{-i\omega/\nu}$  – волновое число вязких волн Стокса,  $m^{-1}$ ;  $\nu$  – кинематическая вязкость,  $m^2/c$ ;  $a$  – радиус отверстия, м;  $J_0$  и  $J_1$  – функции Бесселя нулевого и первого порядка соответственно;  $\nu' = \nu \left( 1 + \frac{\gamma-1}{\sqrt{Pr}} \right)^2$  – эффективная кинематическая вязкость,  $m^2/c$ ;  $Pr$  – число Прандтля;  $\delta_{nl}$  – концевая поправка, м;  $\Phi(F) = 1 - 1.47\sqrt{F} + 0.47\sqrt{F^3}$  – функция Фока;  $Z_1 = 1 - \frac{2}{kd} J_1(kd)$ ;  $d$  – диаметр отверстия, м;  $v = \frac{2 \cdot 10^{\frac{SPL-5}{20}}}{\rho_0 c_0 |Z| F}$  – среднеквадратичная акустическая скорость частиц, м/с; SPL – уровень звукового давления, дБ;  $M = V/c_0$  – число Маха набегающего потока;  $V$  – скорость набегающего потока, м/с;  $h$  – высота резонатора, м.

Эмпирический коэффициент  $C_V$  описывает влияние набегающего потока на акустическое сопротивление, в [13] предлагается принимать его равным 0.12. Коэффициент расхода  $C_D$  зависит от соотношения диаметра отверстия и толщины перфорированной пластины, его рекомендуемые значения приведены в [13]. В данной задаче принято  $C_D = 0.756$ .

Концевая поправка зависит от УЗД, выраженного через среднеквадратическую скорость акустических частиц в отверстиях резонатора в следующем виде [14]:

$$\delta_{nl} = \delta_l \frac{1 + 5000M_0^2}{1 + 10000M_0^2},$$

где  $\delta_l = 0.85d$  – концевая поправка при низких УЗД, м;  $M_0 = v/c_0$  – число Маха для среднеквадратичной акустической скорости частиц в отверстиях.

Распространение звука в канале с потоком и импедансной стенкой моделируется в пакете конечно-элементного анализа COMSOL Multiphysics. Используется структурированная конечно-элементная сетка, состоящая из 13760 элементов с разбиением на более мелкие элементы в зонах стыка ЗПК, на входе в расчётную область и перед началом PML. Расчётная сетка представлена на рисунке 3.

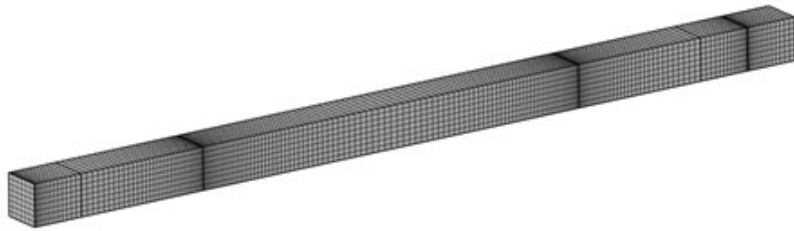


Рис. 3. Конечно-элементная сетка расчетной области

В части реализации общего расчетного алгоритма, представленного на рисунке 1, написана внешняя управляющая программа. Отдельные части программного кода были отработаны ранее в других исследованиях: результаты полуэмпирической модели сравнивались с экспериментальными данными, полученными без потока на интерферометре нормального падения волн методом Дина и методом передаточной функции в широком диапазоне УЗД [15]; связь численной и полуэмпирической моделей в итерационной процедуре сходимости распределения УЗД применялась для расчёта распространения звуковых мод шума вентилятора в дальнее поле [8]. Обе работы показали корректность функционирования программного кода.

## 2. Параметры образца ЗПК и условия эксперимента

Поскольку полуэмпирическая модель импеданса привязана к конкретным параметрам ЗПК и внешним условиям (частота, УЗД, скорость потока), то для верификации метода использовались результаты натуральных экспериментов из работы [16]. Сама установка «Интерферометр с потоком», на которой проводились эксперименты, изображена на рисунке 4.

На нижней стенке канала установки расположен однослойный образец ЗПК длиной 0.4 м со следующими характеристиками: число отверстий 8, диаметр отверстий 1.6 мм, толщина перфорированной пластины 0.8 мм, высота сотовой ячейки 25 мм, длина ребра соты 8 мм, процент перфорации пластины 10%. Рабочая секция установки представляет собой канал квадратного сечения размерами 4 см и длиной 0.76 м, вдоль верхней стенки рабочей секции установлено 39 микрофонов Bruel&Kjaer 4944. Воздушный поток в канал установки нагнетается вентилятором, обороты которого можно регулировать, тем самым управляя скоростью потока. Звуковые сигналы генерируются двумя массивами акустических драйверов, расположенных перед и после рабочей секции для реализации акустического воздействия по потоку и против потока. Использовались результаты испытаний на режимах вентилятора со средней скоростью потока в канале 0,

68 и 173 м/с и излучением звука по потоку и против потока. Акустическое воздействие синусоидальное с УЗД 150 дБ на входе в рабочую часть установки, как по потоку, так и против, на частотах 500, 1000, 1600, 2000, 2500 и 3150 Гц, что соответствует частотному диапазону, в котором обычно расположены наиболее энергонесущие гармоники шума вентилятора современных двухконтурных АД на режимах взлета, набора высоты и посадки.

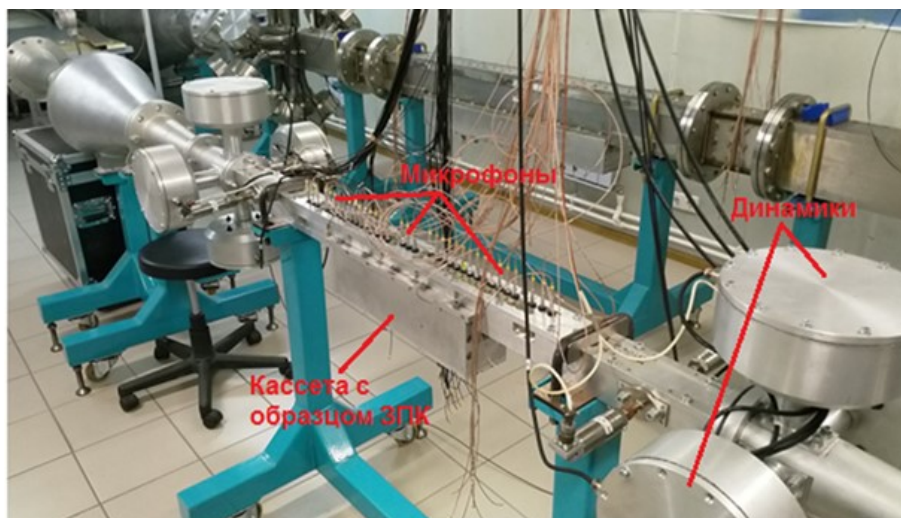


Рис. 4. Установка «Интерферометр с потоком»

### 3. Анализ результатов

По причине большого количества полученных данных далее представлены наиболее значимые результаты: зависимость амплитуды и фазы акустического давления вдоль координаты  $x$  верхней стенки модели рабочей части установки для некоторых режимов (рис. 5), распределение действительной части импеданса (мнимая часть практически не меняется) вдоль образца ЗПК на разных режимах для частот  $f = 1000, 2000, 3150$  Гц (рис. 6).

Как видно на рисунке 5, решение численной модели приводит к неплохому соответствию распределений акустического давления вдоль канала экспериментальным данным. Отличие амплитуд в жесткостенной секции перед ЗПК по направлению распространения звука (рис. 5а, 5в) можно объяснить неполным учетом в моделировании процессов, происходящих на стыке жёсткой стенки с импедансной стенкой ЗПК. Отличия же в акустическом давлении после секции ЗПК (рис. 5а, 5г) связаны с отражением звука, присутствующем в натурном тракте экспериментальной установки. Наилучшее совпадение наблюдается на частотах, близких к резонансной частоте ЗПК (около 2000 Гц в зависимости от скорости потока и УЗД), на режимах  $V = 0$  м/с и  $V = \pm 68$  м/с (например, рис. 5б, 5в). Наихудшее соответствие наблюдается при  $V = -173$  м/с (например, рис. 5д), что вызвано сложным взаимодействием воздушного потока и акустического излучения, которое линеаризованные уравнения Эйлера описывают недостаточно точно. Наблюдается отставание изменения фазы в численной модели относительно экспериментальных данных на некоторых частотах (рис. 5б, 5в, 5г, 5д), а также неустойчивость полученных распределений при  $V = 173$  м/с на высоких частотах (рис. 5г), что, в свою очередь, не влияет на плавность полученных распределений импеданса (рис. 6в).

Исходя из полученных данных на рисунке 6 можно сделать выводы о зависимости переменного импеданса от рассматриваемых параметров, а именно частоты, скорости потока и направления распространения звука относительно потока.

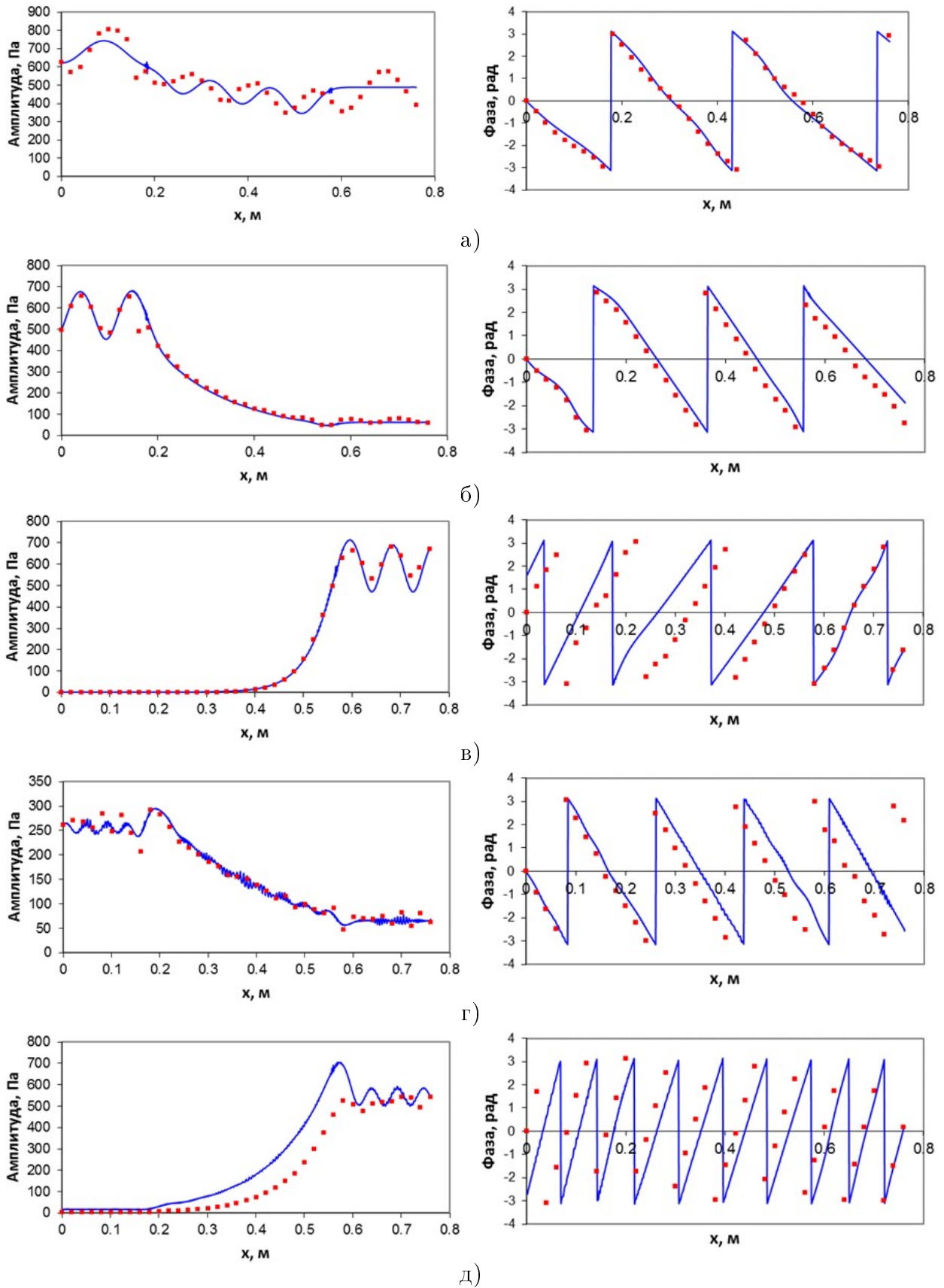


Рис. 5. Распределение амплитуды (слева) и фазы (справа) акустического давления вдоль верхней стенки рабочей части интерферометра с потоком: а)  $V = 0$  м/с,  $f = 1000$  Гц; б)  $V = 68$  м/с,  $f = 1600$  Гц; в)  $V = -68$  м/с,  $f = 2000$  Гц; г)  $V = 173$  м/с,  $f = 3150$  Гц; д)  $V = -173$  м/с,  $f = 2500$  Гц; синяя кривая – численная модель; красные квадраты – экспериментальные данные

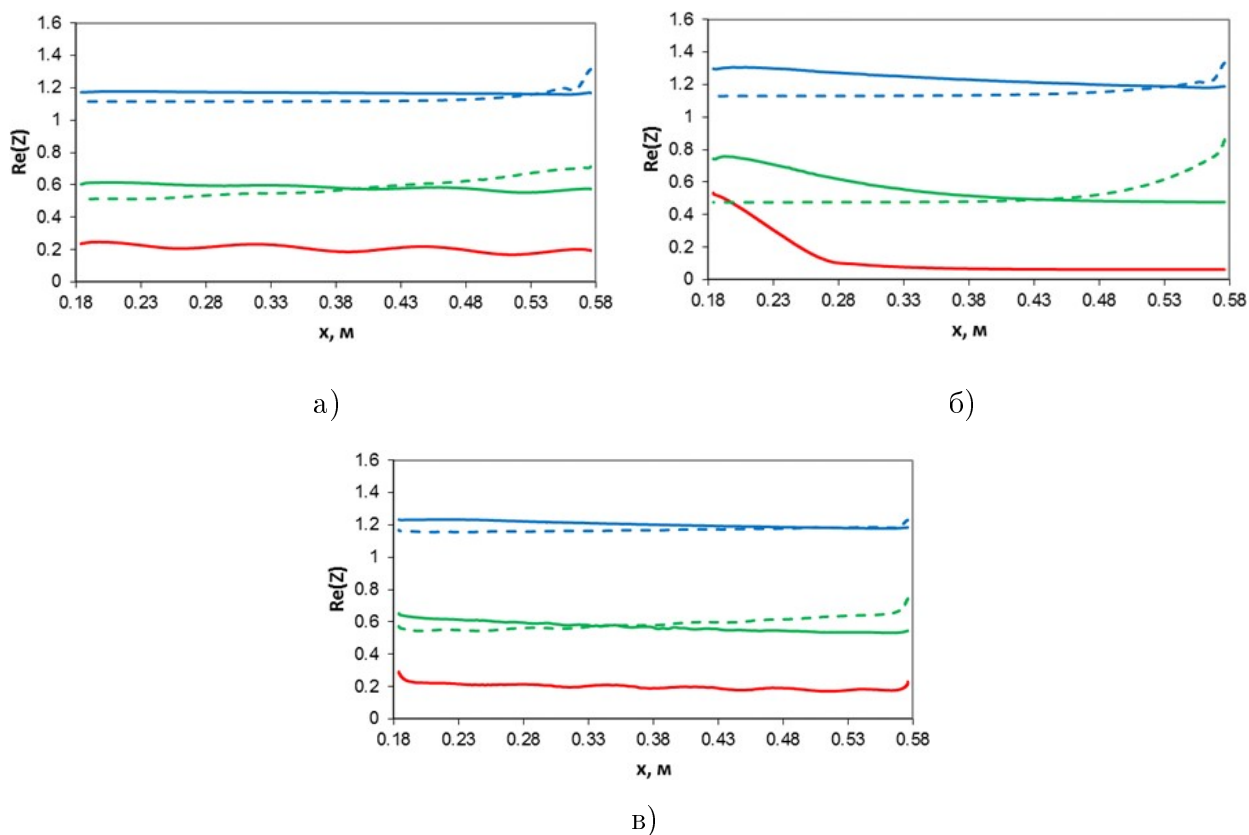


Рис. 6. Распределение действительной части импеданса вдоль образца ЗПК на различных режимах работы: а)  $f = 1000$  Гц; б)  $f = 2000$  Гц; в)  $f = 3150$  Гц; красная кривая –  $V = 0$  м/с; зелёная кривая –  $V = 68$  м/с; зелёный штрих –  $V = -68$  м/с; синяя кривая –  $V = 173$  м/с; синий штрих –  $V = -173$  м/с

Видно, что переменность импеданса наиболее выражена на частотах, близких к резонансной частоте (рис. 6б), но с ростом скорости потока импеданс принимает значения вдоль линии ЗПК ближе к постоянной величине. Так, на 2000 Гц при  $V = 0$  м/с наблюдается отличие между максимальным и минимальным значениями импеданса по всей длине ЗПК более, чем в 7 раз. На начальном нелинейном режиме работы ЗПК (УЗД выше 120 дБ) импеданс стремительно уменьшается вместе с уменьшением значения УЗД (рис. 7) до координаты  $x = 0.28$  м, что соответствует УЗД в 132 дБ, а близкое к постоянному значению распределение импеданса начинается с точки  $x = 0.34$  м, соответствующей УЗД в 120 дБ (переход на линейный режим работы ЗПК). Данный результат находится в согласовании с известными представлениями о поведении импеданса локально-реагирующей ЗПК на линейном и нелинейном режиме работы, что говорит о корректности разработанного метода.



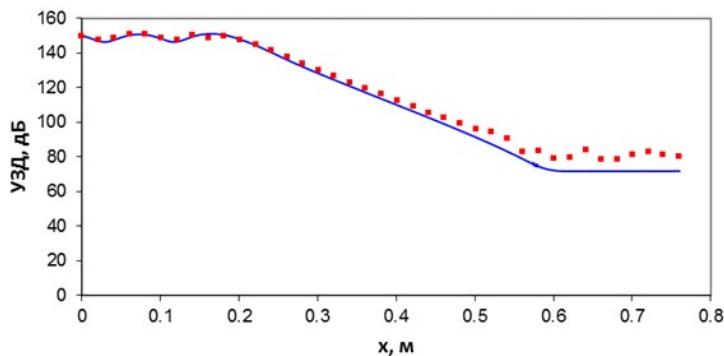


Рис. 7. Распределение УЗД вдоль рабочей части установки при 2000 Гц без воздушного потока: синяя кривая – численная модель; красные квадраты – экспериментальные данные

На частотах меньше (рис. 6а) и больше (рис. 6в) резонансной частоты переменность также становится менее выражена, а при скорости потока  $V = 173$  м/с импеданс практически принимает постоянное значение вдоль всей линии ЗПК, что вызвано возросшим влиянием на импеданс других эффектов, чем его зависимостью от УЗД. Направление излучения звука относительно направления потока качественно изменяет распределение импеданса, т.к. изменяется скорость затухания распространяющихся звуковых мод по потоку и против потока.

В целом предложенный метод во всех случаях дает более адекватное поведение импеданса, чем ранее рассмотренные подходы с описанием переменного импеданса на основе квадратичной функции [17] или на основе кубического сплайна [18].

### Заключение

Расчетные распределения акустических давлений в канале рабочей части установки в ряде случаев хорошо согласуются с результатами эксперимента, что в целом подтверждает работоспособность предложенного в данной работе метода. Наилучшее соответствие расчётных значений экспериментальным наблюдается вблизи резонансной частоты образца ЗПК при отсутствии и небольших (68 м/с) скоростях потока, как при излучении по потоку, так и против. Отличия расчетных и экспериментальных результатов усиливаются по мере отдаления от резонансной частоты, но при отсутствии потока они не столь значительны. Наибольшие отличия заметны при отдалении от резонансной частоты и сильном (173 м/с) потоке, направленном против излучения. Также в некоторых случаях наблюдается отставание акустического давления по фазе и неустойчивость его расчетных распределений.

Полученные отличия объясняются, с одной стороны, неидеальными условиями проведения натурного эксперимента (наличие отражений звука от сечений канала установки на некоторых частотах; возможные акустические утечки через щели на стыках образца ЗПК с кассетой, в которую он установлен; погрешность измерений скорости потока в канале), с другой стороны – неточностью описания в полуэмпирических моделях зависимости импеданса от УЗД и скорости потока в канале. Дополнительно вышперечисленное осложнено тем, что пока не существует полуэмпирической модели, одинаково хорошо описывающей импеданс для всех возможных сочетаний геометрических параметров и внешних условий эксплуатации ЗПК.

**Список литературы**

1. Murray P.R. Development of a single degree of freedom perforate impedance model under grazing flow and high SPL / Murray P.R., Astley R.J. // 18th AIAA/CEAS Aeroacoustics Conference. – 2012. – № 2012-2294.
2. Ипатов М.С. Влияние спектра высокоинтенсивного источника звука на звукопоглощающие свойства облицовок резонансного типа / Ипатов М.С., Остроумов М.С., Соболев А.Ф. // Акустический журнал. – 2012. – Т. 58, № 4. – С. 465-472.
3. Shi Zheng. Noise prediction and optimization system for turbofan engine inlet duct design / Shi Zheng, Mei Zhuang, Frank Thiele // AIAA Paper 2004-3031.
4. Astley R.J. Computational aero-acoustics for fan duct propagation and radiation. Current status and application to turbofan liner optimization / Astley R.J., Sugimoto R., Mustafi P. // J. Sound and Vibration, 2011. V. 330. P. 3832-3845.
5. Xiong L. Effects of turbofan engine intake droop and length on fan tone noise / Xiong L., Sugimoto R., Quaranta E. // AIAA Paper 2019-2581.
6. Копьев В.Ф. О новых постановках задач в области создания эффективных ЗПК / Копьев В.Ф., Остриков Н.Н. // Материалы XXXI научно-технической конференции по аэродинамике: Сборник тезисов конференции. – 2020. – С. 123-124.
7. Palchikovskiy V. On Designing Impedance Tube with Grazing Flow / Palchikovskiy V., Khramtsov I., Kuznetsov A., Pavlogradskiy V. // Akustika. – 2021. Vol. 39. – P. 84-91.
8. Пальчиковский В.В. Оценка влияния переменности импеданса звукопоглощающей облицовки на шум вентилятора авиационного двигателя в расчете распространения звуковых мод в дальнее поле / Пальчиковский В.В., Кузнецов А.А., Павлоградский В.В. // Акустический журнал. – 2023. – Т. 69, № 2. – С. 230-241.
9. Dean P.D. An in-situ method of wall acoustic impedance measurement in flow duct // Journal of Sound and Vibration. – 1974. – Vol. 34, № 1. – P. 97-130.
10. Jones M.G. Comparison of two waveguide methods for educating liner impedance in grazing flow / Jones M.G., Watson W.R., Tracy M.B., Parrott T.L. // AIAA Journal. – 2004. – Vol. 42. – P. 232-240.
11. Elnady T. An inverse analytical method for extracting liner impedance from pressure measurements / Elnady T., Boden H. // AIAA Paper. – 2004. – No. 2836.
12. Jing X. A straightforward method for wall impedance eduction in a flow duct / Jing X., Peng S., Sun X. // Journal of the Acoustic Society of America. – 2008. – Vol. 124, No. 1. – P. 227-234.
13. Соболев А.Ф. Полуэмпирическая теория однослойных сотовых звукопоглощающих конструкций с лицевой перфорированной панелью // Акустический Журнал. – 2007. – Т. 53, № 6. – С. 861-872.
14. Guess A.W. Calculation of perforated plate liner parameters from specified acoustic resistance and reactance // Journal of Sound and Vibration. – 1975. – Vol 40, № 1. – P. 119-137.
15. Кузнецов А.А. Сравнение полуэмпирических моделей импеданса для локально-реагирующих звукопоглощающих конструкций / Кузнецов А.А., Пальчиковский В.В., Храмцов И.В., Кустов О.Ю. // Защита от повышенного шума и вибрации: сборник трудов конференции. – 2023. – С. 299-307.
16. Пальчиковский В.В. Влияние поля скорости на извлечение импеданса звукопоглощающей конструкции по результатам испытаний в интерферометре с потоком / Пальчиковский В.В., Кузнецов А.А., Корин И.А., Сорокин Е.В. // Вестник ПНИПУ. Аэрокосмическая техника. – 2022. – № 71. – С. 99-108.
17. Khramtsov I.V. Investigation of the impedance along the surface of the acoustic liner sample based on numerical simulation / Khramtsov I.V., Palchikovskiy V.V., Kuznetsov

A.A. // 2022 International Conference on Dynamics and Vibroacoustics of Machines. – 2022.

18. Palchikovskiy V. On improvement of the impedance eduction accuracy by account of impedance variability along the acoustic liner / Palchikovskiy V., Pavlogradskiy V., Kuznetsov A., Bulbovich R. // *Akustika*. – 2019. – Vol. 34. – P. 49-52.

## References

1. Murray P.R. Development of a single degree of freedom perforate impedance model under grazing flow and high SPL / Murray P.R., Astley R.J. // 18th AIAA/CEAS Aeroacoustics Conference. – 2012. – № 2012-2294.

2. Ipatov M.S. Effect of the spectrum of a high-intensity sound source on the sound-absorbing properties of a resonance-type acoustic lining / Ipatov M.S., Ostroumov M.N., Sobolev A.F. // *Acoustical Physics*. – 2012. – Vol. 58, № 4. – P. 465-472.

3. Shi Zheng. Noise prediction and optimization system for turbofan engine inlet duct design / Shi Zheng, Mei Zhuang, Frank Thiele // AIAA Paper 2004-3031.

4. Astley R.J. Computational aero-acoustics for fan duct propagation and radiation. Current status and application to turbofan liner optimization / Astley R.J., Sugimoto R., Mustafi P. // *J. Sound and Vibration*, 2011. V. 330. P. 3832-3845.

5. Xiong L. Effects of turbofan engine intake droop and length on fan tone noise / Xiong L., Sugimoto R., Quaranta E. // AIAA Paper 2019-2581.

6. Kopiev V.F. On New Formulations of Tasks in the Field of Creating Effective Acoustic Liners / Kopiev V.F., Ostrikov N.N. // Proceedings of the XXXI scientific and technical conference of aerodynamics: Collection of conference abstracts.– 2020. – P. 123-124.

7. Palchikovskiy V. On Designing Impedance Tube with Grazing Flow / Palchikovskiy V., Khramtsov I., Kuznetsov A., Pavlogradskiy V. // *Akustika*. – 2021. Vol. 39. – P. 84-91.

8. Palchikovskiy V.V. Evaluation of the Impedance Variability Effect of Acoustic Liner on Aircraft Engine Fan Noise in Calculation of Far Field Sound Modes Propagation / Palchikovskiy V.V., Kuznetsov A.A., Pavlogradskiy V.V. // *Acoustical Physics*. – 2023. – Vol. 69, № 2. – P. 241-251.

9. Dean P.D. An in-situ method of wall acoustic impedance measurement in flow duct // *Journal of Sound and Vibration*. – 1974. – Vol. 34, № 1. – P. 97-130.

10. Jones M.G. Comparison of two waveguide methods for educating liner impedance in grazing flow / Jones M.G., Watson W.R., Tracy M.B., Parrott T.L. // *AIAA Journal*. – 2004. – Vol. 42. – P. 232-240.

11. Elnady T. An inverse analytical method for extracting liner impedance from pressure measurements / Elnady T., Boden H. // AIAA Paper. – 2004. – No. 2836.

12. Jing X. A straightforward method for wall impedance eduction in a flow duct / Jing X., Peng S., Sun X. // *Journal of the Acoustic Society of America*. – 2008. – Vol. 124, No. 1. – P. 227-234.

13. Sobolev A.F. A semiempirical theory of a one-layer cellular sound-absorbing lining with a perforated face panel // *Acoustical Physics*. – 2007. – Vol. 53, № 6. – P. 762-771.

14. Guess A.W. Calculation of perforated plate liner parameters from specified acoustic resistance and reactance // *Journal of Sound and Vibration*. – 1975. – Vol 40, № 1. – P. 119-137.

15. Kuznetsov A.A. Comparison of Semi-empirical Impedance Models for Locally Reacting Acoustic Liners / Kuznetsov A.A., Palchikovskiy V.V., Khramtsov I.V., Kustov O.Yu. // Protection from increased noise and vibration: collection of conference proceedings. – 2023. – P. 299-307.

---

16. Palchikovskiy V.V. Influence of the Flow Velocity Field on the Results of Impedance Eduction Based on Testing the Acoustic Liner on a Grazing Flow Impedance Tube / Palchikovskiy V.V., Kuznetsov A.A., Korin I.A., Sorokin E.V. // PNRPU Aerospace Engineering Bulletin – 2022. – № 71. – P. 99-108.

17. Khramtsov I.V. Investigation of the impedance along the surface of the acoustic liner sample based on numerical simulation / Khramtsov I.V., Palchikovskiy V.V., Kuznetsov A.A. // 2022 International Conference on Dynamics and Vibroacoustics of Machines. – 2022.

18. Palchikovskiy V. On improvement of the impedance eduction accuracy by account of impedance variability along the acoustic liner / Palchikovskiy V., Pavlogradskiy V., Kuznetsov A., Bulbovich R. // Akustika. – 2019. – Vol. 34. – P. 49-52.