

УДК 533.6.071.6:532.517.4

ВЛИЯНИЕ КОНФУЗОРНОСТИ ТЕЧЕНИЯ НА УРОВЕНЬ ТУРБУЛЕНТНОСТИ ПОТОКА

ДЕРБУНОВИЧ Г. И., ЗЕМСКАЯ А. С., РЕПИК Е. У.,
СОСЕДКО Ю. П.

Приведены результаты экспериментального исследования влияния поджатия потока в сужающемся сопле дозвуковой аэродинамической трубы на уровень турбулентности потока. Изложена методика проведения эксперимента и обработки опытных данных, позволяющая исключить влияние побочных факторов на результаты эксперимента.

Поджатие потока в сужающемся сопле дозвуковой аэродинамической трубы является одним из наиболее эффективных средств снижения уровня турбулентности в рабочей части трубы. В [1–4] показано, что если турбулентность потока на входе в осесимметричное сопло изотропная ($u' = v' = w'$) и имеет место мгновенная деформация потока (т. е. вырождением турбулентности в процессе поджатия можно пренебречь), то по мере прохождения потока через сопло среднеквадратичные значения продольных пульсаций скорости $u' = (\langle u^2 \rangle)^{1/2}$ по абсолютной величине должны уменьшаться, а поперечных пульсаций $v' = (\langle v^2 \rangle)^{1/2}$, $w' = (\langle w^2 \rangle)^{1/2}$ — возрастать. Так, в соответствии с линейной теорией [4] имеем

$$\left(\frac{u'_1}{u'_0}\right)^2 = \frac{3}{4C^2} (\ln 4C^3 - 1), \quad \left(\frac{v'_1}{v'_0}\right)^2 = \left(\frac{w'_1}{w'_0}\right)^2 = \frac{3}{4} C, \quad C = \frac{U_1}{U_0} \geq 2$$

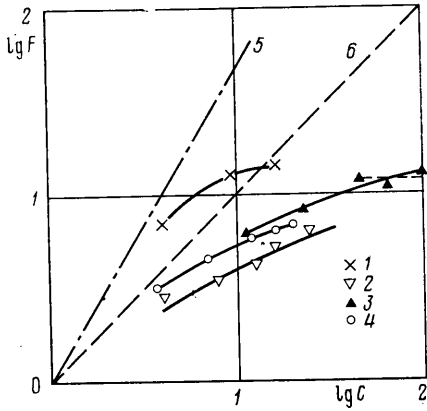
Здесь индексы 0 и 1 обозначают соответственно начало и конец поджатия; C — коэффициент поджатия сопла; U — среднее значение продольной составляющей скорости на оси потока.

Относительная же величина как продольных, так и поперечных пульсаций скорости, отнесенных к местной осредненной скорости потока, с ростом C уменьшается.

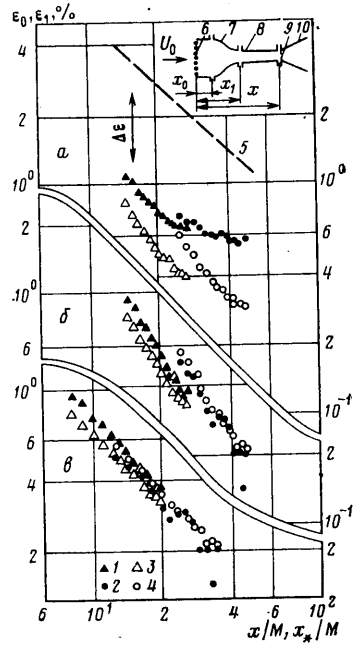
Для поперечных пульсаций скорости результаты опытов [5–9] в целом удовлетворительно согласуются с линейной теорией [4]. Что же касается опытных данных для продольных пульсаций, то они расходятся как между собой, так и с теорией [4], причем не только количественно, но и качественно.

На фиг. 1 приведена зависимость $F = \varepsilon_0/\varepsilon_1$ от C , где $\varepsilon = u'/U$. Точки на графике соответствуют опытам: 1 — [5], 2 — [6, 7], 3 — [8], 4 — [9], 5 — расчет по теории [4]. На фиг. 1 нанесена также вспомогательная линия 6, соответствующая условию $F = C$, когда абсолютная величина продольных пульсаций скорости u' с ростом C остается неизменной ($u'_1 = u'_0$). Опытные точки, расположенные выше этой линии, соответствуют уменьшению u' , а ниже — увеличению u' с ростом C .

Из фиг. 1 видно, что в опытах [5] при $C \leq 12$ получено уменьшение, а в более поздних опытах [6–9] — увеличение абсолютных значений u' с ростом C в том же диапазоне значений C . При этом в опытах [8] относительная величина пульсаций скорости ε_1 при $C > 40$ практически не изменялась с ростом C вплоть до $C = 100$.



Фиг. 1



Фиг. 2

Анализ показывает, что разброс опытных данных, приведенных на фиг. 1, может быть обусловлен главным образом следующими причинами: а) влиянием на результаты измерений за сужающимся соплом возмущений в рабочей части аэродинамической трубы, уровень которых в разных опытах мог быть разным, б) неучетом вырождения турбулентности потока за счет молекулярной вязкости за время прохождения потока через сопло, длина которого в разных опытах была существенно разной.

Под возмущениями в рабочей части трубы будем понимать те пульсации скорости, появление которых может быть обусловлено целым рядом причин и в первую очередь нестационарностью сопротивления отдельных участков тракта аэродинамической трубы в условиях постоянной тяги, т. е. при постоянных оборотах вентилятора трубы. В качестве примеров сильного проявления этих нестационарных процессов можно назвать: а) пульсирующее течение в диффузоре с большим углом раствора, расположенном за рабочей частью трубы, когда возникает нестационарный отрыв пограничного слоя на стенках диффузора; б) случай истечения потока из сужающегося сопла в затопленное пространство, когда на выходе из сопла с его кромок сходят периодические вихри. Возникающие в этих случаях возмущения распространяются как вниз, так и вверх по потоку со скоростью звука; при этом уровень этих возмущений остается практически неизменным вдоль рабочей части трубы и поперек ее сечения. С учетом сказанного эти возмущения в рабочей части трубы будем называть в дальнейшем акустическими возмущениями.

В опытах [6, 8] сжатый воздух из сужающегося сопла выбрасывался непосредственно в атмосферу, что неизбежно должно было привести к появлению акустических возмущений. В этом случае степень турбулентности потока на выходе из сопла может определяться не столько значением коэффициента поджатия сопла, сколько уровнем акустических возмущений в рабочей части трубы, влияние которых сказывается в основном на величине продольных пульсаций скорости.

Наиболее сильно акустические возмущения проявляются в том случае, когда уровень турбулентности потока на входе в сужающееся сопло

относительно невысок и ожидаемая величина степени турбулентности потока на выходе из сопла соизмерима с ними, что и имело место в опытах [6].

Ниже приводятся новые опытные данные, уточняющие имеющиеся сведения, а также позволяющие установить причины расхождений в результатах опытов [5-9].

Исследования проводились в аэродинамической трубе со съемными сужающимися соплами длиной 200 мм и номинальными значениями $C=2; 4$ и 8 при скорости потока $U_i \leq 30$ м/с.

Как уже указывалось выше, для получения надежных опытных данных необходимо, чтобы после поджатия потока в сопле измеряемые значения ϵ_1 были заметно больше акустических возмущений ϵ_0 , которые имеются в рабочей части трубы. В настоящих опытах это достигалось как путем увеличения интенсивности (и масштаба) турбулентности потока на входе в сопло, так и путем уменьшения уровня самих акустических возмущений в рабочей части. Высокий уровень турбулентности набегающего потока ϵ_0 создавался с помощью установки перед сужающимся соплом специальных турбулизирующих сеток, геометрические параметры которых выбирались в соответствии с рекомендациями [10]. Поскольку собственная турбулентность, порождаемая турбулизирующими сетками, вырождается с увеличением расстояния от сетки, то, изменяя расстояние от сетки до входа в сопло (с помощью специального X-координатника), можно управлять уровнем турбулентности набегающего потока ϵ_0 перед соплом.

В опытах использовались сетки, размеры которых приведены ниже:

Сетка	M , мм	d , мм
1	1	0,25
2	4	1
3	8	2
4	12	3
5	23	6

(здесь d — диаметр прутка сетки, M — размер квадратной ячейки, равный расстоянию между осями прутков).

С целью снижения уровня акустических возмущений в настоящих опытах в конце рабочей части 8 аэродинамической трубы (фиг. 2) перед входом потока в диффузор 10 устанавливалась мелкоячеистая сетка-манипулятор 9 (сетка 1). Установка сетки-манипулятора способствует: а) разрушению пограничного слоя, развивающегося на боковых стенках рабочей части трубы и, следовательно, уменьшению толщины пограничного слоя на входе в диффузор трубы; б) изменению направления линий тока таким образом, что вблизи стенок они становятся параллельными стенкам диффузора. Все это уменьшает вероятность возникновения отрыва потока со стенок диффузора и, следовательно, приводит к уменьшению акустических возмущений в рабочей части аэродинамической трубы.

Об эффективности принятых мер можно судить по результатам методических исследований, представленным на фиг. 2. На фиг. 2, а приведены измеренные значения ϵ_1 за сужающимся соплом 7 с коэффициентом поджатия $C=3,5$, на входе в которое поочередно устанавливались турбулизирующие сетки 5 и 4 (соответственно опытные точки 1 и 2). Турбулизирующие сетки (фиг. 2, а) перемещались по оси трубы x , так что величина x/M принимала разные значения. Измерения проводились в условиях, когда на входе в диффузор аэродинамической трубы была установлена сетка-манипулятор (точки 3 и 4) и когда сетка-манипулятор отсутствовала (точки 1 и 2).

Штриховая линия 5 на фиг. 2, а соответствует осредненным результатам измерений начальной степени турбулентности ϵ_0 за сетками 5 и 4 в канале с постоянным сечением без поджатия потока ($C=1; U_0 \approx 5$ м/с),

а разность $\Delta \epsilon = \epsilon_0 - \epsilon_1$ характеризует степень снижения турбулентности набегающего потока в сужающемся сопле.

Наблюдаемое на фиг. 2, а расхождение между опытными точками 1, 2 и 3, 4, полученными при одинаковых значениях x/M за одной и той же турбулизирующей сеткой (т. е. при одном и том же значении ϵ_0), можно объяснить наличием разных уровней акустических возмущений в рабочей части трубы. Это расхождение проявляется в большей степени в том случае, когда турбулентность набегающего потока более низкая, т. е. когда она создается более мелкой турбулизирующей сеткой 4.

Таким образом, сетка-манипулятор, установленная на входе в диффузор аэродинамической трубы, заметно снижает уровень акустических возмущений. Однако полностью устранить акустические возмущения указанным способом в настоящих опытах не удалось. В связи с этим при обработке опытных данных акустические возмущения, которые не были устранены с помощью сетки-манипулятора, вычитались из измеренных суммарных значений $\epsilon_{1,2}$ с использованием соотношения

$$\epsilon_1 = \sqrt{\epsilon_{1,2}^2 - \epsilon_a^2} \quad (1)$$

При этом предполагалось, что акустические возмущения не коррелированы с турбулентностью потока на выходе из сужающегося сопла.

На фиг. 2, б представлены результаты опытов, приведенные на фиг. 2, а, после внесения в них поправок по формуле (1); при этом использовались разные значения акустических возмущений ϵ_{a1} и ϵ_{a2} , соответствующие условиям, когда сетка-манипулятор была установлена перед диффузором и когда ее не было. Значения ϵ_{a1} и ϵ_{a2} определялись путем измерения степени турбулентности потока в рабочей части трубы после поджатия потока в сопле при отсутствии турбулизирующих сеток перед соплом. Учитывая, что забор воздуха в аэродинамическую трубу осуществлялся из атмосферы с малой степенью турбулентности, а также принимая во внимание последующее снижение турбулентности при прохождении потока через сужающееся сопло аэродинамической трубы, можно предположить, что уровень турбулентности потока в рабочей части в этих условиях определяется главным образом акустическими возмущениями.

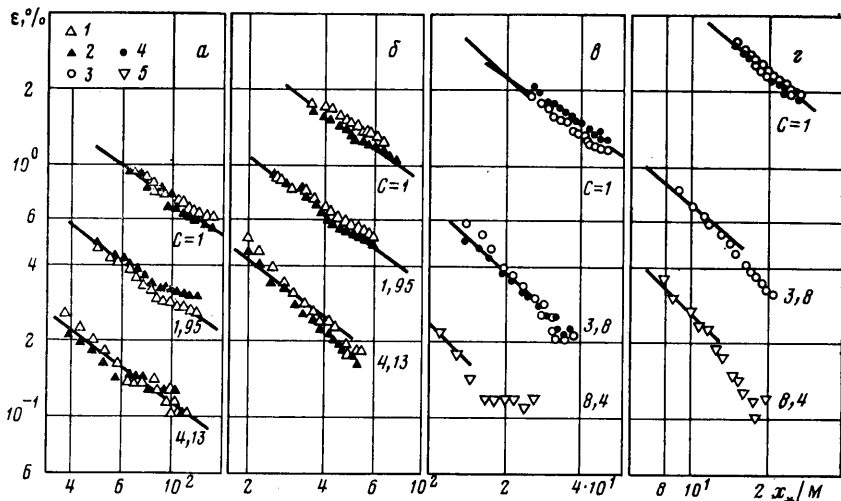
Из фиг. 2, б видно, что в пределах допустимого разброса опытных точек поправленные по формуле (1) значения ϵ_1 для каждой из двух групп точек (1, 2 и 3, 4) согласуются между собой, несмотря на то что уровни акустических возмущений ϵ_{a1} и ϵ_{a2} были существенно разными. Это обстоятельство может быть подтверждением правильности предположения о некоррелированности величин ϵ_1 и ϵ_a .

Уровень турбулентности потока за сужающимся соплом в реальных условиях течения зависит не только от коэффициента поджатия сопла C , но и от длины сопла, поскольку она определяет время вырождения турбулентности потока в сопле под действием молекулярной вязкости. Полный коэффициент уменьшения турбулентности потока в общем случае можно записать в виде

$$F = F_c F_b$$

где F_c — коэффициент уменьшения турбулентности за счет поджатия потока в сопле, F_b — коэффициент уменьшения турбулентности потока за счет ее вырождения в сопле под действием молекулярной вязкости.

Коэффициент F_b можно исключить из рассмотрения, если при определении F сравнивать интенсивность турбулентности потока на выходе из сопла ϵ_{1c} (при $C > 1$) с интенсивностью турбулентности, которая имела бы место в случае равномерного течения со скоростью U_0 в канале постоянного сечения ϵ_{11} (при $C = 1$) для одного и того же времени существования турбулентности на участке прохождения потока от турбулизирующей сетки до измерительного сечения в рабочей части трубы ($t = t_1$). При этом начальная турбулентность потока за сеткой в обоих случаях принимает



Фиг. 3

ся одинаковой. Тогда получим

$$F = F_C = \varepsilon_{11}(t_1) / \varepsilon_{1C}(t_1) \quad (2)$$

В условиях ускоряющегося потока в сужающемся сопле переход от времени t к продольной координате x в общем случае можно осуществить, вводя понятие эквивалентного расстояния: $x_* = U_0 t$. Величина x_* соответствует тому расстоянию от турбулизирующей сетки, установленной перед сужающимся соплом, которое успел бы пройти поток в течение времени t при постоянной скорости потока $U = U_0$. В настоящих опытах общее время существования турбулентности на участке от турбулизирующей сетки до измерительного сечения в рабочей части трубы было равно $t = \Delta t_0 + \Delta t_{01} + \Delta t_1$, где Δt_0 — время прохождения потоком расстояния x_0 от турбулизирующей сетки до начала поджатия (см. фиг. 2, а), Δt_{01} — расстояния $\Delta x_{01} = x_1 - x_0$ от начала до конца поджатия; Δt_1 — расстояния $\Delta x_1 = x - x_1$ от конца поджатия до измерительного сечения.

В этом случае эквивалентное расстояние от сетки можно записать в виде

$$x_* = x_0 + \int_{x_0}^x \frac{U_0}{U} dt + \frac{x - x_1}{C}$$

Как следует из фиг. 2, в, замена координаты x/M на x_*/M позволяет свести опытные данные, приведенные на фиг. 2, б для двух разных турбулизирующих сеток, т. е. разных уровней турбулентности набегающего потока, к единой степенной зависимости $\varepsilon \sim (x_*/M)^n$ с таким же показателем степени n , как и в случае равномерного течения в канале при $C=1$ (штриховая линия 5 на фиг. 2, а). Последнее обстоятельство подтверждает правомерность определения зависимости $F(C)$ по формуле (2) с использованием экспериментальных зависимостей $\varepsilon_{1C} = f_1(x_*/M)$ и $\varepsilon_{11} = f_2(x_*/M)$, т. е.

$$F_* = \varepsilon_{11} / \varepsilon_{1C}, \quad x_*/M = \text{const} \quad (3)$$

На фиг. 3 приведены опытные значения ε в функции от безразмерного расстояния от сетки x_*/M для разных значений коэффициента поджатия сопла C и начальной скорости потока U_0 (точки 1–5 на графике соответствуют следующим значениям скорости потока U_0 перед поджатием: 2,8; 4,2; 4,8; 6; 6,6 м/с). Опыты проводились при разных уровнях турбулентности набегающего потока, создаваемой турбулизирующими сетка-

ми: $a-g$ — сетки 2–5. Сплошными линиями на фиг. 3 нанесены степенные зависимости

$$\varepsilon \sim (x/M)^{-0,95}, x/M < 20$$

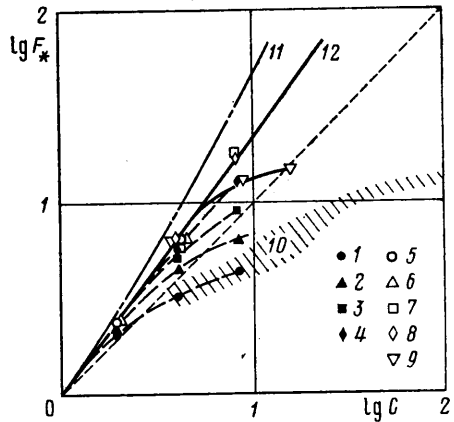
$$\varepsilon \sim (x/M)^{-0,7}, x/M \geq 20$$

предложенные в [10] для случая $C=1$. Положение этих линий относительно оси ординат определялось требованием наилучшей аппроксимации опытных точек. При этом предпочтение отдавалось тем опытным точкам, которые были получены при минимальных значениях $x./M$, когда отношение измеряемых значений ε_{12} к акустическим возмущениям ε_a было наибольшим, а погрешность измерений — наименьшей.

Значения F_* , полученные при обработке опытных данных, представленных на фиг. 3, с использованием соотношения (3), приведены на фиг. 4. Здесь точки 1–4 соответствуют турбулизирующим сеткам 2–5 при условии, что в опытные данные не вносилась поправка на влияние акустических возмущений в рабочей части трубы, а точки 5–8 соответствуют условиям, когда это влияние учитывалось с помощью формулы (1). Отметим, что применение формулы (1) является неоправданным в тех случаях, когда измеряемое значение ε_{12} мало отличается от уровня акустических возмущений ε_a . В этих случаях на фиг. 4 приведены только непоправленные точки 1, 2.

Как видно, когда поправка на влияние акустических возмущений не вносилась, наблюдается зависимость хода кривых $F_* = f(C)$ от уровня турбулентности набегающего потока, в то время как значения F_* , поправленные на влияние акустических возмущений, описываются единой зависимостью (линия 12) для всех значений параметров исходной турбулентности потока перед соплом. Опытные данные в этом случае могут быть описаны соотношением

$$F_* = C^{1/3}$$



Фиг. 4

Для сравнения на фиг. 4 приведены также опытные данные [5] (точки 9), данные [6–9] (заштрихованная область 10) и расчет по линейной теории [4] (кривая 11).

Видно, что значения F_* , полученные в опытах [6–9] и в настоящих опытах при малых уровнях турбулентности перед соплом, когда в опытные данные не вносилась поправка на влияние акустических возмущений, примерно совпадают и имеют приблизительно одинаковую зависимость от C . Это обстоятельство позволяет предположить, что наблюдаемое в опытах [6–9] увеличение абсолютных значений F_* с ростом C объясняется учетом влияния акустических возмущений на результаты измерений.

Результаты настоящих опытов свидетельствуют о более слабом влиянии коэффициента поджатия сопла на величину ε , чем это следует из линейной теории [4].

Следует отметить, что при $C \leq 4$ значения F_* , полученные в настоящих опытах и определенные из опытных данных [5] с использованием изложенной выше методики расчета x_* , хорошо согласуются между собой. Однако при $C > 4$ в опытах [5], в которых также учитывалось влияние акустических возмущений по формуле (1), получены более низкие значения F_* , чем в настоящих опытах. Это расхождение может быть обусловлено влиянием нелинейного обмена энергией между продольными и

поперечными пульсациями скорости [11, 12], которое проявляется тем сильнее, чем больше коэффициент поджатия C и длина сопла. В опытах [5] длина сопла была по крайней мере вдвое больше, чем в настоящих опытах, при приблизительно равных прочих условиях. Условия течения в настоящих опытах были ближе, чем в опытах [5], к требованию мгновенной деформации турбулентности, которое обычно принимается в линейной теории.

ЛИТЕРАТУРА

1. Prandtl L. Attaining steady air stream in wind tunnels // NACA. TM. 1933. № 726.
2. Taylor G. I. Turbulence in a contracting stream // ZAMM. 1935. V. 15. № 1-2. P. 91-96.
3. Ribner H. S., Tucker M. Spectrum of turbulence in a contracting stream // NACA. Rept. 1953. № 113. 17 p.
4. Batchelor G. K., Proudman I. The effect of rapid distortion of a fluid in turbulent motion // Quart. J. Mech. and Appl. Math. 1954. V. 7. Pt 1. P. 83-103.
5. Uberol M. S. Effect of wind-tunnel contraction on free-stream turbulence // J. Aeronaut. Sci. 1956. V. 23. № 8. P. 754-764.
6. Войтович Л. Н. Влияние поджатия сопла на затухание турбулентных пульсаций // Изв. СО АН СССР. Сер. техн. наук. 1969. № 13. Вып. 3. С. 24-31.
7. Войтович Л. Н. Влияние поджатия сопла на затухание турбулентных пульсаций // В сб.: Пром. аэродинамика. Вып. 30 М. Машиностроение, 1973. С. 112-119.
8. Ramjee V., Hussain A. K. M. F. Influence of the axisymmetric contraction ratio on free-stream turbulence // Trans. ASME. J. Fluid Engineer. 1976. V. 98. № 3. P. 506-515.
9. Tulapurkara E. G., Ramjee V. Effect of contraction on screen-generated turbulence // Aeronaut. J. 1980. V. 84. № 836. P. 290-295.
10. Дербунович Г. И., Земская А. С., Репик Е. У., Соседко Ю. П. Использование сеток для управления структурой турбулентного потока в аэродинамических трубах // Уч. зап. ЦАГИ, 1982, т. 13, № 1, с. 11-20.
11. Зимонт В. Л., Сабельников В. А. Модель турбулентных напряжений в свободных сдвиговых течениях // Докл. АН СССР. 1975. Т. 222. № 3. С. 561-564.
12. Launder B. E., Reece G. J., Rodi W. Progress in the development of a Reynolds-stress turbulence closure // J. Fluid Mech. 1975. V. 68. Pt 3. P. 537-566.

Москва

Поступила в редакцию
7.III.1986