

МЕТОДИКА РАСЧЕТНОЙ ОЦЕНКИ ЭФФЕКТИВНОСТИ ВИХРЕВОГО ПЫЛЕУЛОВИТЕЛЯ

Предложена упрощенная методика расчета эффективности пылеотделения вихревого пылеуловителя в зависимости от геометрических параметров аппарата, соотношений первичного и вторичного потоков, крупности и плотности пылевых частиц.

A simplified design procedure to calculate vortex deduster dust separation efficiency in dependence on the device geometrical parameters, the ratio of primary and secondary streams, dust particles size and density is proposed.

Разработка эффективных пылеулавливающих систем, предназначенных для использования в различных отраслях промышленности, представляет собой актуальную задачу. Наибольший интерес вызывают системы инерционного типа сухой очистки.

Одними из наиболее распространенных пылеулавливающих аппаратов такого типа являются циклоны, работа которых основана на использовании центробежных сил, возникающих при вращении газового потока внутри корпуса циклона. Однако аппараты циклонного типа имеют ряд существенных недостатков, в числе которых резкое падение эффективности улавливания пыли микронных размеров, представляющей наибольшую экологическую опасность.

В связи с этим перспективной представляется разработка и совершенствование появившихся в последние годы вихревых пылеулавливающих аппаратов, конструктивное выполнение которых позволяет повысить эффективность инерционного отделения пылевых частиц из газового потока [1 – 7].

Для сокращения времени отработки этих аппаратов необходимо создание эффективных инженерных расчетных методов, базирующихся на математических моделях, описывающих течение пылевых примесей в сложных пространственных вихревых потоках.

Целью данной работы является формулировка упрощенной расчетной методики оценки эффективности вихревого пылеотделителя на этапах разработки и проектирования в зависимости от геометрических и расходных характеристик аппарата и свойств сепарируемой мелкодисперсной пыли.

На рис. 1 представлена схема течений в вихревом пылеуловителе с лопаточным вводом в аппарат вторичного газового потока.

Отличительная особенность вихревого аппарата состоит в том, что, во-первых, закручивание первичного запыленного потока 1 осуществляется снизу аппарата через завихритель 2, а во-вторых, уже закрученный газ подвергается дополнительному закручиванию с помощью вторичного газового потока 3, подаваемого в аппарат сверху через тангенциальный лопаточный завихритель 4.

Данная схема течений в аппарате определяет следующий процесс сепарации пылевых частиц из газовых потоков. Пылевые частицы, поступающие в аппарат с первичным враща-

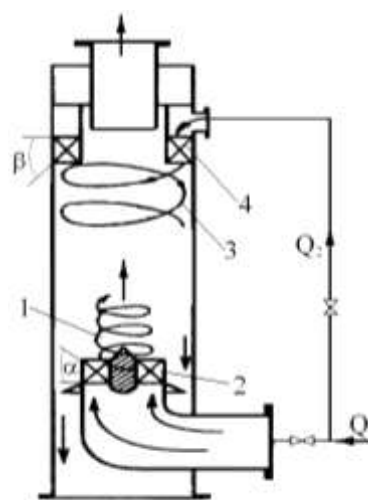


Рис. 1

ющимся газовым потоком, под действием центробежных сил устремляются к его периферии, а оттуда – во вторичный закрученный в том же направлении поток, осевая составляющая скорости которого направлена вниз, в сторону пылесборника. Этот поток в нижней части аппарата разворачивается на 180° и, освободившись от пылевых частиц, смешивается с первичным потоком и направляется к выходному отверстию вверх аппарата. В качестве вторичного газового потока может быть использован запыленный поток, подлежащий очистке.

Аппараты данного типа обеспечивают эффективность сепарации тончайшей пыли, существенно превышающую эффективность циклонов при примерно одинаковой геометрии аппарата.

Удельные энергозатраты на пылеотделение в циклонных аппаратах, рассчитанные по методике работы [8] для циклона типа ЦН-15 диаметром 200 мм для частиц с эквивалентным диаметром 6 – 8 мкм при фракционной эффективности порядка 92-96%, находятся в пределах $\sigma = 2 - 5 \text{ Вт}\cdot\text{ч}/\text{м}^3$. С уменьшением диаметра частиц удельные энергозатраты на пылеотделение существенно возрастают.

Для вихревых пылеуловителей подобные зависимости для определения эффективности пылеотделения и необходимых для этого энергозатрат в настоящее время отсутствуют. В работе [1] предложен общий подход к оценке энергозатрат на пылеотделение в вихревом аппарате. Показано, что оптимальным с точки зрения минимума энергозатрат является вариант подачи запыленного газа по первичному и вторичному входам в аппарат, причем этот минимум достигается при соотношении расходов первичного $Q_{\text{перв}}$ и вторичного $Q_{\text{вт}}$ потоков $Q_{\text{вт}}/Q_{\text{перв}} = 1 - 1,5$. Анализ экспериментальных данных по вихревым аппаратам различного исполнения показывает, что удельные энергозатраты на пылеотделение находятся в пределах $0,5 - 1,0 \text{ Вт}\cdot\text{ч}/\text{м}^3$ для частиц размером от 1 – 2 до 7 – 10 мкм при эффективности 95 – 99 % [5]. Это свидетельствует о том, что и по данному параметру вихревые аппараты превосходят традиционные циклонные пылеотделители.

Анализ ситуации с разработкой и созданием аппаратов вихревого пылеотделения показывает, что в настоящее время отсутствует широкое промышленное внедрение этих устройств. Единичные образцы таких аппаратов, используемые в различных отраслях промышленности России, являются скорее опытно-промышленными образцами. Серийно выпускаемые в ФРГ аппараты типа DSE также пока не получили широкого применения. Это связано с тем, что нет единого мнения по влиянию различных конструктивных и режимных параметров этих устройств на эффективность их работы в условиях очень большого разнообразия подлежащих сепарации из газовых потоков пылевидных материалов по их физическим свойствам (плотности и размерам частиц пыли, их гранулометрическому составу, взаимодействию частиц друг с другом и с ограничивающими поверхностями и др.).

Известные математические модели гидродинамики встречных закрученных потоков можно разделить на два класса: упрощенные модели и модели, вытекающие из общих уравнений гидродинамики [1, 2, 9].

Для получения инженерной расчетной оценки эффективности вихревого пылеуловителя в данной работе предлагается использование упрощенных одночастичных моделей течения запыленного потока в вихревом аппарате. Как показано в [10], применение упрощенных одномерных моделей закрученных

газовых потоков к расчету параметров инерционного пылеуловителя (циклона) дает результаты, хорошо согласующиеся с данными экспериментов.

При построении упрощенной расчетной модели сложную пространственную картину течений в вихревом аппарате можно представить в виде двух независимых потоков: в осевом и тангенциальном направлениях.

Предполагается, что вторичный поток, подаваемый сверху, движется вниз в области $R_* < R < R_{\text{ап}}$, не смешиваясь с первичным, а на уровне подачи первичного потока соединяется с ним и поднимается вверх вместе с первичным потоком в области $R < R_*$, где $R_{\text{ап}}$ – радиус аппарата, а R_* – «жесткая» цилиндрическая граница раздела первичного и вторичного потоков. На этой поверхности осевая скорость газа $W_z = 0$.

Осевая W_z и тангенциальная W_ϕ скорости суммарного потока, движущегося вверх, могут быть найдены из соотношений

$$W_z = \frac{Q_{\text{перв}} + Q_{\text{вт}}}{\pi R_*^2}, \quad (1)$$

$$W_\phi = \frac{Q_{\text{перв}} + Q_{\text{вт}}}{\pi R_*^2} \text{ctg} \alpha', \quad (2)$$

где α' – результирующий угол закрутки суммарного потока, принимаемый равным углу установки лопаток завихрителя α .

Аналогично, для вторичного потока

$$W_z^{\text{вт}} = \frac{Q_{\text{вт}}}{\pi(R_{\text{ап}}^2 - R_*^2)},$$

$$W_\phi^{\text{вт}} = \frac{Q_{\text{вт}}}{\pi(R_{\text{ап}}^2 - R_*^2)} \text{ctg} \beta,$$

где β – угол установки лопаток завихрителя вторичного потока.

Границу раздела потоков определим при рассмотрении течения в плоскости, перпендикулярной оси пылеуловителя.

Если рассматривать движение газового потока как установившееся движение вокруг бесконечно длинной прямолинейной оси, то во всех плоскостях, перпендикулярных этой оси, движение можно считать плоским. Такое допущение оправдано для вихревых аппаратов, высота которых существенно превышает диаметр.

Газовый поток в данной плоскости разобьем на 3 области: I – ядро вихря, II – первичный поток и III – вторичный поток (см. рис. 2).

В ядре вихря частицы

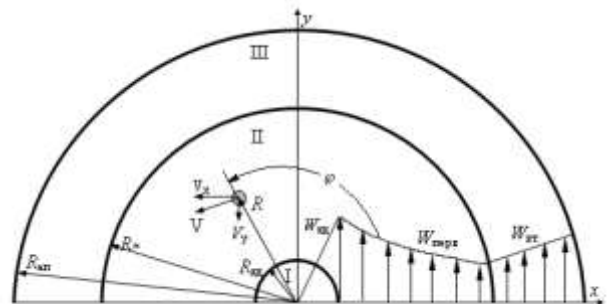


Рис. 2

потока вращаются относительно оси аппарата с приблизительно одинаковой угловой скоростью. Изменение тангенциальной скорости в ядре $W_{\text{яд}}$ задается формулой

$$W_{\text{яд}} = \omega_{\text{яд}} R,$$

где $\omega_{\text{яд}} = \text{const}$ – угловая скорость вращения ядра вихря.

В области первичного потока движение происходит как в плоском вихре и распределение скоростей подчиняется закону площадей [11, 12]:

$$WR = k = \text{const}, \quad (3)$$

где W – скорость газа в данной точке.

Для области вторичного потока (зона III) рассмотрено несколько моделей для описания движения газового потока:

1) газовый поток движется как плоский вихрь (так же как и в первичном потоке) и распределение скоростей подчиняется закону площадей (3), при этом на границе потоков ($R = R_*$) выполняется условие равенства скоростей первичного и вторичного потоков $W_{\text{перв}}^* = W_{\text{вт}}^*$.

2) тангенциальная составляющая скорости газа во вторичном потоке постоянна и равна скорости газа первичного потока на границе раздела $W_{\text{вт}} = W_{\text{перв}}^*$.

3) распределение скоростей во вторичном потоке описывается как в ядре вихря

$$W_{\text{вт}} = \omega_{\text{вт}} R, \quad (4)$$

где $\omega_{\text{вт}} = \text{const}$ – угловая скорость вращения частиц в ядре вихря.

Сопоставление расчетов поля скоростей по приведенным моделям с экспериментальными данными [3] показало, что лучшее согласование с экспериментом имеет место для третьей модели.

Значение R_* определяется из условия равенства скоростей первичного и вторичного потоков (W_{iaoa}^* и W_{ao}^*) на границе раздела:

$$W_{\text{iaoa}}^* = W_{\text{ao}}^*. \quad (5)$$

В области первичного потока в соответствии с (3)

$$W_{\text{перв}}^* = \frac{k_{\text{перв}}}{R_*},$$

Для случая рассматриваемой плоской задачи расход газа Q через кольцо единичной высоты определяется по формуле

$$Q = \int_{R_1}^{R_2} W dR = \int_{R_1}^{R_2} \frac{k}{R} dR = k \ln \frac{R_2}{R_1}, \quad (6)$$

где R_1 и R_2 – радиусы внутренней и наружной границы потока соответственно.

Из зависимости (6) находится значение $k_{перв}$ для рассматриваемого потока в зоне II:

$$k_{перв} = \frac{(Q_{перв} + Q_{вт}) \operatorname{ctg} \alpha}{H \ln \frac{R_*}{R_{яд}}}, \quad (7)$$

где H – высота рабочей части аппарата, $R_{яд}$ – радиус ядра потока.

В области вторичного потока в соответствии с (4)

$$\frac{Q_{вт}}{H} \operatorname{ctg} \beta = \int_R^{R_{ап}} W dR = \int_R^{R_{ап}} \omega_{вт} R dR = \frac{\omega_{вт}}{2} (R_{ап}^2 - R_*^2). \quad (8)$$

Отсюда

$$\omega_{вт} = \frac{2 Q_{вт} \operatorname{ctg} \beta}{H (R_{ап}^2 - R_*^2)}. \quad (9)$$

Из выражений (4), (5), (7) и (9) следует уравнение для определения \bar{R}_*

$$\bar{R}_* = \left[1 + 2 \frac{\bar{Q}_{вт}}{1 + \bar{Q}_{вт}} \frac{\operatorname{tg} \alpha}{\operatorname{tg} \beta} \ln \frac{\bar{R}_*}{\bar{R}_{яд}} \right]^{-\frac{1}{2}}, \quad (10)$$

где $\bar{R}_* = \frac{R_*}{R_{ап}}$; $\bar{R}_{яд} = \frac{R_{яд}}{R_{ап}}$; $\bar{Q}_{вт} = \frac{Q_{вт}}{Q_{перв}}$.

Сопоставление результатов определения \bar{R}_* по зависимости (10) с экспериментальными и расчетными данными работы [1] ($Q_{перв} = 330 \text{ м}^3/\text{ч}$, $R_{ап} = 0,1 \text{ м}$, $R_{вх} = 0,05 \text{ м}$, $H = 0,64 \text{ м}$) при $\bar{Q}_{вт} = 0,63$, $\bar{R}_{яд} = 0,5$, $\alpha = \beta = 30^\circ$ показало, что в правую часть формулы (10) должен быть введен поправочный коэффициент $\sigma = 0,746$, найденный из условия согласования расчетных и экспериментальных значений \bar{R}_* .

Результаты расчета \bar{R}_* методом простой итерации по формуле (10) с учетом $\sigma = 0,746$ приведены на рис. 3 (кривая 1). Там же нанесены экспериментальные данные (\blacktriangle , \blacksquare) из работ [1, 3] соответственно.

В работе [1], основываясь на данных различных источников, рекомендованы постоянные значения $\bar{R}_* = 0,63$ (\blacktriangle) или $\bar{R}_* = \bar{R}_{яд}$ (кривая 2), не зависящие от $\bar{Q}_{вт}$. Формула (10) учитыва-

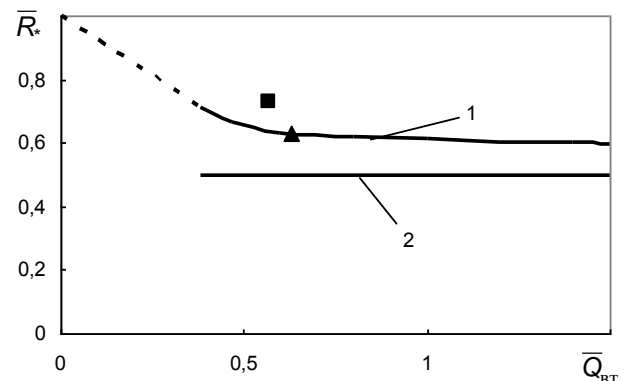


Рис. 3

ет соотношение первичного и вторичного потоков, влияние геометрических параметров проточной части аппарата, особенно в области небольших значений вторичного расхода. В области расходов вторичного потока $\bar{Q}_{вт} > 0,7$ значения \bar{R}_* асимптотически приближаются к значению $\bar{R}_{яд}$. В области $0 \leq \bar{Q}_{вт} \leq 0,2$ зависимость $\bar{R}_* = \bar{R}_*(\bar{Q}_{вт})$ аппроксимируется прямой линией (пунктирная часть кривой 1).

Базируясь на описании полей скорости газа в вихревом аппарате и считая, что наличие пылевых частиц не влияет на структуру несущего газового потока, можно провести оценку эффективности сепарации пыли в вихревом пылеотделителе. В этом случае достаточно рассматривать движение одиночной твердой частицы в однородном потоке газа. Уравнение движения частицы имеет вид [13]

$$m \frac{d\vec{V}}{dt} = \sum \vec{F},$$

где m – масса частицы; \vec{V} – абсолютная скорость частицы; $\sum \vec{F}$ – сумма сил, действующих на частицу.

В общем случае можно записать

$$\sum \vec{F} = \vec{F}_a + \vec{F}_G + \vec{F}_A + \vec{F}_p + \vec{F}_{пр},$$

где \vec{F}_a – сила аэродинамического сопротивления; \vec{F}_G – сила тяжести; \vec{F}_A – Архимедова сила; \vec{F}_p – сила, обусловленная нахождением частицы в неравномерном поле давлений; $\vec{F}_{пр}$ – равнодействующая прочих сил.

Сила аэродинамического сопротивления вычисляется по следующей формуле

$$\vec{F}_a = 0,5c_d \rho_r (\vec{W} - \vec{V})^2,$$

где ρ_r – плотность газа; c_d – коэффициент аэродинамического сопротивления.

Аэродинамическое сопротивление вычисляется по закону Стокса ($0 < Re < 1$)

$$c_d = \frac{24}{Re}, \quad \vec{F}_a = 3\pi\mu d(\vec{W} - \vec{V}), \quad (11)$$

где d – диаметр частицы; μ – коэффициент динамической вязкости газа.

Предполагая, что все другие силы, указанные в формуле (11), малы по сравнению с силой аэродинамического сопротивления [13], уравнение движения частицы будет иметь вид

$$\frac{d\vec{V}}{dt} = \frac{1}{\tau} (\vec{W} - \vec{V}), \quad (12)$$

где $\tau = \frac{d^2 \rho_r}{18\mu}$ – время релаксации частицы; ρ_r – плотность материала частицы.

Уравнение движения (12) в проекциях на оси Ox , Oy декартовой системы координат с учетом $V_x = \frac{dx}{dt}$ и $V_y = \frac{dy}{dt}$ может быть представлено следующими соотношениями

$$\begin{cases} \frac{dV_x}{dt} = \frac{1}{\tau} (W_x - V_x); \\ \frac{dV_y}{dt} = \frac{1}{\tau} (W_y - V_y); \\ \frac{dx}{dt} = V_x; \\ \frac{dy}{dt} = V_y. \end{cases} \quad (13)$$

В уравнениях (13) выражения для W_x и W_y имеют вид:
– в первичном потоке

$$\begin{aligned} W_x &= -W \sin \varphi = -\frac{k}{R} \sin \varphi = -\frac{ky}{x^2 + y^2}; \\ W_y &= W \cos \varphi = \frac{k}{R} \cos \varphi = \frac{kx}{x^2 + y^2}; \\ R &= \sqrt{x^2 + y^2}, \end{aligned}$$

– во вторичном потоке

$$\begin{aligned} W_x &= -W \sin \varphi = -\frac{W_*}{R_*} R \sin \varphi = -\frac{W_* y}{R_*}; \\ W_y &= W \cos \varphi = \frac{W_*}{R_*} R \cos \varphi = \frac{W_* x}{R_*}, \end{aligned}$$

где φ – угол между радиус-вектором частицы и осью Ox (см. рис.2); W_* – скорость газа на границе раздела потоков.

Система уравнений (13) решается методом Рунге-Кутты с начальными условиями: $t = 0$; $x = R_{яд}$; $y = 0$; $V_x = 0$; $V_y = \frac{k_{перв}}{R_{яд}}$.

При решении этой системы предполагается, что движение частицы начинается с внутренней границы первичного потока $R = R_{яд}$ (движение частицы в ядре вихря не рассматривается). При достижении частицей границы раздела потоков R_* интегрирование системы (13) продолжается с начальными условиями: $t = t^*$; $x = x^*$; $y = y^*$; $V_x = V_x^*$; $V_y = V_y^*$, полученными на последнем шаге интегрирования (13) на участке первичного потока, и зависимостями W_x и W_y для вторичного потока. Прекращение счета происходит, когда частица достигает внешней границы области вторичного потока $R = R_{ап}$.

В результате интегрирования получаем траекторию движения, распределение скорости частиц в плоскости, перпендикулярной оси пылеуловителя, время движения частиц до границы раздела потоков t^* и время движения частиц до стенки аппарата $t_{ст}$.

Осевая скорость потока $W_z^{перв}$ определяется согласно (1). Время пребывания частиц в аппарате t_z можно найти по формуле

$$t_z = \frac{H}{W_z^{перв}}.$$

Анализ величин t^* и t_z позволяет сделать вывод об эффективности работы пылеуловителя. Если t^* для любой частицы не превышает t_z , то все частицы попадают во вторичный поток и могут считаться уловленными (эффективность пылеулавливания 100 %). Если для конкретной частицы, находящейся на внешней границе ядра вихря ($R = R_{яд}$), $t^* > t_z$, то частица пыли не успевает долететь до границы раздела потоков и выносится первичным потоком из аппарата. Если считать, что частицы равномерно распределены в поперечном сечении первичного потока, то чем дальше частица находится от оси пылеуловителя в начальный момент времени, тем меньшее расстояние ей необходимо преодолеть до границы раздела потоков. Поэтому время t^* , необходимое частице для достижения границы раздела потоков, зависит от ее местоположения (радиальной координаты R) в начальный момент времени. Те частицы, для которых $t^* < t_z$, улавливаются в пылеуловителе, остальные уносятся первичным потоком. Таким образом, эффективность пылеулавливания можно определить отношением

$$\eta = \frac{S_{ул}}{S^*},$$

где $S_{ул} = \pi(R_*^2 - R_{ул}^2)$ – площадь поперечного сечения пылеуловителя, с которой частицы достигают вторичного потока ($R_{ул}$ – расстояние, начиная с которого частицы достигают вторичного потока); $S^* = \pi(R_*^2 - R_{яд}^2)$ – площадь поперечного сечения пылеуловителя, на которой распределены частицы.

Данный подход к оценке эффективности вихревого пылеуловителя предполагает, что первичный поток газа является запыленным, а вторичный – либо чистым, либо эффективность пылеотделения для него составляет 100 %.

На рис. 4 приведены результаты расчета фракционной эффективности пылеулавливания (сплошная линия) для различных размеров улавливаемых частиц, полученные по изложенной выше методике применительно к параметрам вихревого пылеуловителя типа DSE-33 [3] (при $\alpha = \beta = 40^\circ$). Там же показаны результаты эксперимен-

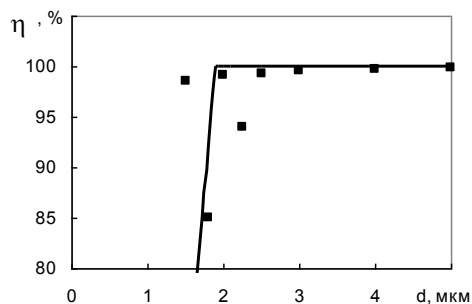


Рис. 4

тов для данного аппарата (■) при следующих параметрах: $R_{\text{ап}} = 0,1$ м, $R_{\text{яд}} = 0,045$ м, $H = 0,64$ м, $Q_{\text{перв}} = 310 - 350$ м³/ч, $Q_{\text{вт}} = 195 - 210$ м³/ч, $\rho_{\text{T}} = 2650$ кг/м³ [3].

Удовлетворительное согласование расчетных и экспериментальных данных свидетельствует о возможности использования предлагаемой упрощенной расчетной методики для оценки эффективности вихревого пылеотделителя на этапах разработки и проектирования аппаратов данного типа.

1. Сажин Б.С., Гудим Л.И. Пылеуловители со встречными закрученными потоками. Выпуск 1(38). – М.: НИИТЭХИМ, 1982. – 45 с.
2. Сажин Б.С. Основы техники сушки. – М.: Химия, 1984. – 320 с.
3. Медников Е.П. Вихревые пылеуловители. – М.: ЦИНТИхимнефтемаш, 1975. – 45 с.
4. Сажин Б.С., Гудим Л.И. Вихревые пылеуловители. – М.: Химия, 1995. – 144 с.
5. Лазарев В.А. Циклоны и вихревые пылеуловители: Справочник. – Н. Новгород: Фирма ОЗОН НН, 2006. – 320 с.
6. Тимошенко В.Л., Книщенко Ю.В., Ляшенко Ю.Г. Вихревой пылеуловитель. Патент на винахід України. – № 71057. Бюл. № 11, 15.11.2004.
7. Старк С.Б. Газоочистные аппараты и установки в металлургическом производстве. – М.: Металлургия, 1990. – 400 с.
8. Ужов В.Н., Вальдберг А.Ю. Подготовка промышленных газов к очистке. – М.: Химия, 1975. – 216 с.
9. Успенский В.А., Соловьев В.И. К расчету вихревого пылеулавливающего аппарата // Инженерно-физический журнал. – 1970. – Т. VIII, №3. – С.459 – 466.
10. Смутьский И.И. Одномерная модель сепарации // Инженерно-физический журнал. – 1993. – Т.65, №1. – С.57 – 61.
11. Пирумов А.И. Обеспыливание воздуха. – 2-е изд. Перераб. и доп. – М.: Стройиздат, 1981. – 296 с.
12. Фабрикант Н.Я. Аэродинамика. – М.: Наука, 1964. – 814 с.
13. Степанов Г.Ю., Зицер И.М. Инерционные воздухоочистители. – М.: Машиностроение, 1986. – 181с.

Институт технической механики
НАН Украины и НКА Украины,
Днепропетровск

Получено 14.03.08,
в окончательном варианте 28.03.08