

ВЛИЯНИЕ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ РАЗМЕРОВ ВИХРЕВОГО АППАРАТА НА ЕГО АЭРО- ДИНАМИЧЕСКОЕ СОПРОТИВЛЕНИЕ

А. А. Чейлытко

Кандидат технических наук, доцент
Кафедра теплоэнергетики
Запорожская государственная
инженерная академия
E-mail: cheylitko@ya.ru

У статті наводяться експериментальні і розрахункові дані, на підставі яких визначено вплив геометричних факторів на аеродинамічний опір вихрового апарату. Наведено математичну модель розрахунку аеродинамічного опору вихрового апарату, в тому числі на виробництві з спучування пористих дисперсних частинок в нагрітому потоці

Ключові слова: аеродинамічний опір, вихровий апарат, оптимальні геометричні розміри

В статье приводятся экспериментальные и расчетные данные, на основании которых определено влияние геометрических факторов на аэродинамическое сопротивление вихревого аппарата. Приведена математическая модель расчета аэродинамического сопротивления вихревого аппарата. Полученные результаты можно использовать для оптимизации конструкции вихревого аппарата, в том числе на производстве по вспучиванию пористых дисперсных частиц в нагретом потоке

Ключевые слова: аэродинамическое сопротивление, вихревой аппарат, оптимальные геометрические размеры

1. Введение

В промышленном производстве существует множество различных процессов, связанных с движением твердых частиц в вихревом потоке. Один из таких процессов - это тепловая обработка влажных дисперсных материалов на основе кремнезема для получения твердых гранул, имеющих низкую теплопроводность и достаточную прочность. Засыпка из таких гранул может применяться на производстве в качестве теплоизоляционного слоя. Как показал эксперимент, такие гранулы можно применять в достаточно большом диапазоне температур. Традиционный метод вспучивания материалов подразумевает быстрый нагрев материала при температурах 800-1000 °С и является весьма энергозатратным по сравнению с предложенным методом вспучивания в вихревом аппарате при температуре до 300 °С. Также сам процесс термообработки частиц в вихревом потоке значительно ускоряет производство по сравнению с обжигом в барабанной печи. Касательно термообработки в барабанной печи следует упомянуть об известных недостатках, таких как слипание частиц, нарушение целостности, трещинообразование. Данные недостатки, как правило, игнорируются, так как никто до сих пор не ставил задачу о теплотехнической оптимизации процесса термообработки. Основное внимание уделялось химическому составу частиц. Хотя логично предположить, что наиболее верным решением было бы оптимизировать не только химический состав материала, но и метод его обработки.

2. Постановка задачи

Расчет аэродинамики вихревого потока усложняется из-за необходимости учета влияния твердой фазы на распределения скоростей и давлений в камере закручивания. При этом необходимо считаться с конструктивной реализацией устройства для ввода твердой фазы в закрученный поток, ее дисперсностью и временем пребывания частиц в потоке. Также из-за наличия твердой фазы в потоке снижается сопротивление камеры закручивания. В работе [1] высказывается предположение, что более мелкие частицы быстрее подавляют изотропную турбулентность.

Ввиду отсутствия математической модели закрученного потока с множеством частиц, может быть предложен следующий подход для решения поставленной задачи. В первом приближении расчет оптимальной конструкции ведем только на чистом потоке. Выбираем размеры циклона, исходя из оптимального аэродинамического сопротивления. Поскольку твердая фаза приведет к некоторому уменьшению давления, вычислим его в зависимости от концентрации и характеристик устройств ввода частиц в камеру закручивания. Эффекты мелкомасштабной турбулентности можно учитывать с помощью различных моделей, но наиболее подходящей моделью турбулентности для вихревых аппаратов является k-ε модель турбулентности. Но рассчитать кинетическую энергию и ее диссипацию в каждой точке с достаточным приближением возможно только с помощью мощных современных компьютеров, а экспериментально подтвердить полу-

ченные значения можно только с помощью следующих методов: метод визуализации потока - метод «Лазерного ножа» [2] и контактных термоанемометрических методов [3]. Но и перечисленные методы имеют свои недостатки. Для составления аналитической модели с достаточной точностью необходимо описать теплофизические и аэродинамические процессы, протекающие в вихревом потоке, используя гидродинамическое сопротивление аппарата и параметр "крутки потока" [4].

Учитывая то, что основная кинетическая энергия турбулентности принадлежит крупным вихрям [4, 5], а также то, что дисперсная примесь значительно уменьшает энергию турбулентности [6, 7], можно совсем не учитывать влияние мелкомасштабной турбулентности. Энергию турбулентности крупных вихрей можно учитывать через сопротивление вихревого аппарата.

С целью расчета общих потерь отнесём их значения к динамическому давлению во входных патрубках и затем, принимая потери независимыми, суммируем по всем зонам для ядра потока и учтём потери на трение о стенку, дно и крышку [3, 8].

Уравнение энергии для сечения входного патрубка, соответствующего выходу и радиусу начальной закрутки, будет иметь следующий вид

$$P_{вх} + \frac{\rho_{вх} W_{вх}^2}{2} - \zeta_{вх} \frac{\rho_{вх} W_{вх}^2}{2} = P_K + \frac{\rho_K W_K^2}{2} \tag{1}$$

При этом коэффициентом потерь $\zeta_{вх}$ учитываем потери на вихреобразование, трение о стенки и восстановление статического давления вследствие охлаждения газа

$$\zeta_{вх} = \zeta_0 + \zeta \frac{1}{d_{вх}} - \zeta_T \tag{2}$$

Значение коэффициента местных потерь ζ_0 зависит от газодинамического совершенства проточной части входного патрубка и определяется продувкой на холодных моделях. Коэффициент потерь на трение ζ в зависимости от шероховатости стенок и режима течения во входных патрубках, является справочным материалом.

После преобразования уравнения энергии с учетом коэффициента восстановления массовой скорости η и давления для изотермического входа $T_{вх} = T_K$ получим

$$\zeta_K = \frac{P_{вх} - P_K}{\frac{1}{2} \rho_{вх} W_{вх}^2} = \zeta_{вх} - 1 + \frac{\eta^2}{\sigma_K} \tag{3}$$

Для зоны основного вихря, интегрируя закон изменения скорости от давления, получим

$$\zeta_A = \frac{P_K - P_1}{\frac{1}{2} \rho_{dx} W_{dx}^2} = \frac{\eta^2}{\sigma_K} \times \left[\frac{\left(\frac{R_K}{r_1}\right)^2 - 1}{\left(\frac{2 \cdot \pi \cdot H \cdot R_K}{m \cdot f_k}\right)^2} + \frac{2 \cdot \left(\frac{R_K}{r_1}\right)^{2(k-1)} - 1}{2(k-1)} \right] \tag{4}$$

Для начального участка зоны вихрестока при $r_c < r \leq r_1$ получим

$$\zeta'_B = \frac{P_1 - P_c}{\frac{1}{2} \rho_{вх} W_{вх}^2} = \frac{P_K \cdot \eta^2}{P_{вх}} \times \left\{ \frac{1 - \left(\bar{\psi} \frac{r_c}{r_1}\right)}{\left(2A \frac{l_c}{R_K} \eta\right)^2} + \left(\frac{R_K}{r_1}\right)^{2(k-1)} \cdot \ln\left(\frac{r_1}{r_c}\right)^2 \right\} \tag{5}$$

$$\zeta'_B = \frac{P_1 - P_{ввх}}{\frac{1}{2} \rho_{dx} W_{вх}^2} = \frac{P_{вх}}{P_c} \frac{1}{A_0^2} \left[\frac{1}{\epsilon^2} - \frac{1}{\left(2 \frac{l_c}{r_c}\right)^2} + 2 \cdot I \cdot A_r^2 \right] \tag{6}$$

где $A_0 = \frac{\pi \cdot K_c^2}{m f_k}$.

В общем случае, когда сопло реализуется как насадка с различными вспомогательными элементами, например для спрямления потока и др., необходимо учитывать потери в сопле, которые можно определить экспериментально.

Если сопло выполнено как отверстие в дне циклона, то $\zeta_c = 0$, так как потери с выходом учитывает формула для ζ''_B .

Коэффициент потерь о стенку аппарата можно определить из соотношения

$$\zeta_{СТ} = \frac{H \cdot R \int_0^{2\pi} \tau_{\theta 0} d\phi}{m \cdot f_k \cdot \frac{1}{2} \rho_{вх} W_{вх}^2} \tag{7}$$

Общий коэффициент аэродинамического сопротивления циклона вычислим как результат суммирования потерь на отдельных участках

$$\zeta = \zeta_K + \zeta_A + \zeta'_B + \zeta''_B + \zeta_{СТ} \tag{8}$$

По известному общему коэффициенту потерь давления определим расход газа через циклон. Поскольку $\Delta P = P_{вх} - P_{ввх} = \zeta \frac{\rho_{вх} W_{вх}^2}{2}$, $W_{вх} = \frac{G}{\rho_{вх} m \cdot f_k}$, то

если ввести коэффициент расхода $\mu = \frac{1}{\sqrt{\zeta}}$, получим $G = \mu \cdot m \cdot f_k \sqrt{2 \cdot \Delta P_{вх}}$.

3. Изменение аэродинамического сопротивления от различных геометрических размеров

Уменьшение сопротивления циклона всецело зависит от его аэродинамики. Как уже отмечалось, аэро-

динамическое сопротивление чистого потока зависит от количества патрубков ввода, их диаметра и температуры потока. Естественно, что температура потока также существенно влияет и на расходы топлива или электроэнергии. Для минимизации энергопотерь в вихревом аппарате рассчитаем такую его конструкцию, которая бы удовлетворяла техническим требованиям и имела бы минимальное аэродинамическое сопротивление. Для уменьшения же сопротивления циклона необходимо свести к минимуму вторичные течения в камере закручивания и обеспечить такие размеры, при которых в циклоне реализуется как бы естественный вихрь.

Рассчитаем и проанализируем вихревые установки, имеющие различные отношения высоты к ширине, с различными диаметрами входящих патрубков. Входящие патрубки выбраны круглой формы, так как, исходя из экспериментальных данных, патрубки круглой формы имеют наименьшее аэродинамическое сопротивление. С целью уменьшения сопротивления принимаем минимально необходимое для симметрии потока число вводов, равное двум.

Проведенные исследования предоставляют возможность оптимизации геометрических параметров с целью уменьшения аэродинамического коэффициента сопротивления. Оптимизация выполнена для каждого геометрического параметра по отдельности, так как ранее была показана независимость различных зон. Критерием оптимизации служит минимальный аэродинамический коэффициент сопротивления аппарата. Методология оптимизации принята в соответствии [9, 10].

Для начала, определим зависимость изменения полного аэродинамического сопротивления при увеличении диаметра входных патрубков вихревого аппарата по табл. 1 и сравним данную зависимость с общепринятой зависимостью Б. П. Устименко [3]. За модель, на которой проверялся расчет, взят вихревой аппарат с высотой цилиндрической части 1100 мм, диаметром 504 мм, высотой сопла 300 мм, диаметром сопла 200 мм, диаметр входящих патрубков 34 мм. Общий внутренний объем вихревого аппарата 0,1 м³.

Таблица 1

Аэродинамическое сопротивление вихревых камер с различными геометрическими размерами

D _{ВХ} , мм	D _С , мм	H _С , мм	H, мм	ζ
34	200	300	1100	1,315
45	200	300	1100	1,407
56	200	300	1100	1,642
67	200	300	1100	1,76
78	200	300	1100	1,901
56	280	300	1100	1,195
56	360	300	1100	1,444
56	280	200	1100	1,578
56	280	100	1100	1,64
56	280	200	800	1,784
56	280	200	600	1,0235
56	280	200	400	0,984
56	280	200	1300	1,4964
56	280	300	600	1,953
56	180	180	600	1,16
56	180	100	600	1,784

Как видно из рис. 1, значения полного аэродинамического сопротивления, полученные расчетным путем

по программному распределению полей давления незначительно отличаются от общепринятых значений [3]. Но данное различие не изменяет общий вид зависимости полного аэродинамического сопротивления от диаметра входящих патрубков вихревого аппарата. Поэтому диаметр входящих патрубков должен выбираться минимальным, но допустимым для оптимального расхода воздуха.

Рис. 1 также показывает, что произведенный расчет полного аэродинамического сопротивления вихревого аппарата является довольно точным и данный подход можно использовать для определения полного аэродинамического сопротивления подобных вихревых камер.

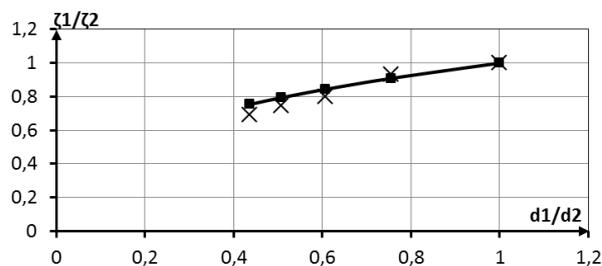


Рис. 1. Зависимость сопротивления ζ от изменения диаметра входных патрубков по Устименко [3] (сплошная линия) и по табл. 1 (крестиком)

На рис. 2 отображена зависимость полного аэродинамического сопротивления от отношения диаметра выходного сопла (диаметр пережима) к его высоте, построенная по данным табл. 1. Данная зависимость показывает, что высоту сопла необходимо принимать приблизительно равной его диаметру. Диаметр сопла принимаем равным 0,55 диаметра камеры закручивания [7, 8]. При данном соотношении минимизируется зона обратного тока, а значит и уменьшается аэродинамическое сопротивление вихревого аппарата.

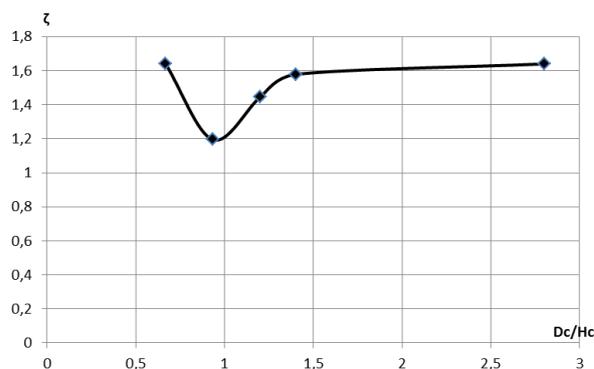


Рис. 2. Зависимость аэродинамического коэффициента сопротивления τ от отношения диаметра сопла к высоте сопла D_С/H_С, для камеры высотой 1100 мм и диаметром 504 мм

Оптимум приведенной зависимости можно объяснить тем, что при данном соотношении диаметра сопла к его высоте в вихрестоеке увеличивается максимум окружных скоростей, в то время как отношение максимальной окружной скорости потока к окружной скорости камеры закручивания в целом практически постоянно.

Последним параметром оптимизации является высота и диаметр вихревой установки. По табл. 1 получено изменение полного аэродинамического сопротивления вихревой камеры в зависимости от отношения высоты камеры к ее диаметру (рис. 3).

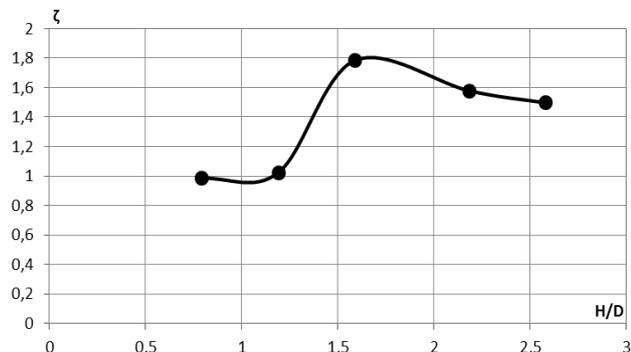


Рис. 3. Зависимость аэродинамического коэффициента сопротивления ζ от отношения высоты камеры к ее диаметру H/D

Про данным расчетам был разработан вихревой аппарат для термообработки гидросиликатов с целью их вспучивания. Геометрические размеры аппарата: диаметр входных боковых патрубков 56 мм, диаметр сопла 280 мм, высота сопла 200 мм, высота камеры закручивания 600 мм, диаметр камеры закручивания 504 мм, угол наклона входных патрубков верхних 30 градусов, диаметр верхних патрубков 34 мм, расстояние от центра вихревого аппарата до оси верхних патрубков 80 мм (рис. 4).

Параметры загрузки материала были приняты следующие: в боковые патрубки подается идеальный газ со скоростью 20 м/с и температурой 272 °С, а в верхние патрубки подается воздух 2 м/с с содержанием частиц

исследуемого материала. Расход материала через оба патрубка составляет 0,1 кг/с. Температура частиц начальная была принята 22 °С. При данных параметрах происходила термообработка гидросиликатов.

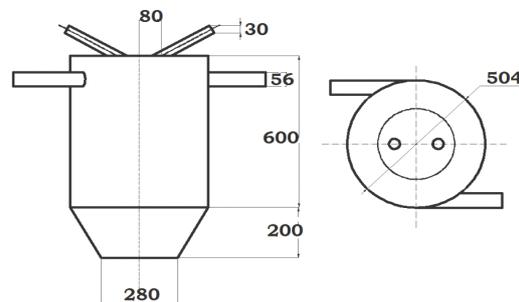


Рис. 4. Схема разработанного вихревого аппарата

4. Выводы

Проведенные расчеты и исследования дают возможность сделать следующие выводы:

1. Увеличение диаметра водящих патрубков ведет к увеличению аэродинамического сопротивления вихревого аппарата;

2. Высоту сопла необходимо, с точки зрения минимизации аэродинамического сопротивления, принимать приблизительно равной его диаметру;

3. Диаметр сопла необходимо, с точки зрения минимизации аэродинамического сопротивления, принимать приблизительно равным 0,55 диаметра камеры закручивания;

4. Оптимальное соотношение высоты камеры закручивания к ее диаметру равняется 0,9-1,2.

Литература

1. Сидельковский, Л. Н. Промышленная огнетехника и энерготехнологическое теплоиспользование [Текст] / Л. Н. Сидельковский // Труды МЭИ. – 1972. – №125. – С. 48-55.
2. Чаплиц, А. Д. Визуализация газовых потоков во внутренних каналах (методы и результаты экспериментальных исследований) [Текст] / А. Д. Чаплиц, А. И. Астапов. – Днепропетровск : НАН Украины и НКА Украины Институт технической механики, 2007. – 210 с.
3. Устименко, Б. П. Термометрические методы исследования турбулентности в газовых потоках и факелах [Текст] / Б. П. Устименко, В. Н. Змейков, А. А. Шишкин. – Алма-Ата : Наука, 1983. – 180 с.
4. Голубцов, В. М. К расчету сопротивлений вихревых газовых горелок [Текст] / В. М. Голубцов // Газовая промышленность, 1975. – №1. – С. 52-54.
5. Христов, Х. И. Точечные случайные функции и крупномасштабная турбулентность [Текст] / Х. И. Христов, В. П. Нартов. – Новосибирск : Наука, 1992. – 161 с.
6. Browand, F. K. The mixing layer: an example of quasi two-dimensional turbulence [Текст] / F. K. Browand, C. M. Ho // J. Mech. et Appl. – 1983. – №2. – P. 99-120.
7. Шрайбер, А. А. Турбулентные течения газозвеси [Текст] / А. А. Шрайбер, Л. Б. Гавин, В. А. Наумов и др. – К. : Наук. думка, 1987. – 240 с.
8. Тагер, С. А. Расчет аэродинамического сопротивления циклонных камер сгорания [Текст] / С. А. Тагер // Теплоэнергетика. – 1971. – №7. – С. 18-23
9. Seraya, O. V. Linear Regression Analysis of a Small Sample of Fuzzy Input Data. [Текст] / Oksana V. Seraya, Dmitriy A. Demin // Journal of Automation and Information Sciences. – 2012. – № 44. – P. 34-48
10. Дёмин, Д. А. Оптимизация технологических режимов [Текст] / Д. А. Дёмин // Восточно-Европейский журнал передовых технологий. – 2006. – №2/1(20). – С. 32-35.