

ОГЛАВЛЕНИЕ

Введение	4
1. Расчёт количества оксида углерода в высокотемпературной зоне пламенных печей (Лабораторная работа № 1)	6
2. Расчет количества оксидов азота, образующихся в рабочем пространстве пламенных печей (Лабораторная работа № 2)	14
3. Расчет количества диоксида серы, образующегося в рабочем пространстве пламенных печей (Лабораторная работа № 3)	22
4. Расчет рассеивания в атмосфере выбросов вредных веществ (Лабораторная работа № 4)	27
5. Расчет аспирационной системы для отвода аэрозолей из воздуха рабочей зоны (Лабораторная работа № 5)	33
6. Расчет бортовых отсосов из технологических ванн для травления металлов и сплавов (Лабораторная работа № 6)	52
7. Расчет центробежного циклонного пылеуловителя (Лабораторная работа № 7)	60
8. Расчет тканевого фильтра (Лабораторная работа № 8)	77
9. Расчет электрического фильтра (Лабораторная работа № 9)	91
10. Расчет разбавления примесей в реках при сосредоточениях стационарных выпусках сточных вод (Лабораторная работа № 10)	104
11. Расчет полого форсуночного скруббера (Лабораторная работа № 11)	121
12. Расчет центробежной форсунки для аппаратов мокрой очистки газов (Лабораторная работа № 12)	126
13. Расчет газопромывателя Вентури ГВПВ (Лабораторная работа № 13)	130
14. Расчет скруббера с подвижной шаровой насадкой (Лабораторная работа № 14)	141
15. Расчет гидроомывателя типа ПВПР с провальными решетками и стабилизатором пенного слоя (Лабораторная работа №15)	153

Введение

Металлургические предприятия являются источниками загрязнения воздушного бассейна твердыми, газообразными, жидкофазными примесями вредных веществ. Масштаб техногенного влияния на атмосферу и приземной слой сопоставим с влиянием топливно-энергетического и транспортного комплексов.

Важнейшая проблема металлургов – экологизация производства. Одним из путей решения данной проблемы является создание в составе основных производств систем улавливания и утилизации выбросов с вовлечением уловленных примесей в производственный или глобальный рециклинг.

Не менее важной проблемой стало негативное воздействие на гидросферу, связанное с применением в системах очистки газов «мокрых» способов улавливания примесей. Если при сухой очистке в качестве уловленных примесей образуются пыли, газовые компоненты, то при использовании воды или водных растворов реагентов при мокрой очистке газов образуются шламовые воды. Их отведение и последующая очистка и водоподготовка в системе оборотного водоснабжения является важной инженерно-экологической задачей.

При изучении дисциплин экологического цикла студенты должны получить знания о процессах распространения примесей в воздушной и водной средах, о системах очистки выбросов и сбросов, инженерных методах расчета конструкций и режимов эксплуатации установок для очистки сред от вредных примесей.

Важна и эколого-экономическая оценка принимаемых решений, что оказывает зачастую определяющее влияние на создание или совершенствование технологических процессов и использование оборудования.

Поскольку студенты различных направлений и специальностей металлургического профиля обучаются по различающимся образовательным стандартам, данный лабораторный практикум дает возможность для выпускающих кафедр определять по выбору перечень выполняемых студентами работ.

При изучении рассеивания примесей в атмосферном воздухе проводится оценка поля их концентрации в приземном слое, определяется предельно допустимый выброс и изучается влияние на распределение примесей различных факторов (метеорологических условий, характеристик выброса и источника его рассеивания). Аналогичная задача решается при изучении загрязнения рек сточными водами предприятия, имеющего различное расположение выпусков сточных вод и створов водопользования.

Лабораторные работы, посвящённые расчётам газоочистных установок, позволяют решать следующие задачи. При заданных

характеристиках отходящего газа определяются конструктивные и режимные параметры газоочистной установки, определяются показатели её работы, оценивается влияние ряда факторов (характеристик газов, режима эксплуатации, требований к качеству очистки) на эти показатели.

При расчёте аспирационной системы для отвода аэрозолей из воздуха рабочей зоны студенты выбирают оптимальную конструкцию зонта, его расположение по отношению к источнику выбросов, необходимое разрежение в системе газоотвода.

Расчёт одно- и двухбортного отсосов из технологических ванн травления металлов и сплавов позволяет оценить режимные характеристики системы, обеспечивающей необходимый отвод аэрозолей от источника их образования.

Решение задач данного лабораторного практикума значительно расширяет возможности образовательного процесса, дополняя физический практикум по инженерной экологии, а также создаёт базу для выполнения курсовых проектов и работ.

В библиографическом списке приведены издания, рекомендуемые для углублённой подготовки к лабораторным работам.

Авторы учебного пособия намерены дополнить лабораторный практикум задачами по системам очистки сточных вод и работами по составлению и анализу материальных балансов ряда типичных металлургических переделов.

Поэтому мы будем благодарны за замечания и предложения специалистов, касающиеся содержания настоящего учебного пособия.

Лабораторная работа № 1

1. Расчёт количества оксида углерода в высокотемпературной зоне пламенных печей

Введение

Современные плазменные печи, предназначенные для плавки чёрных и цветных металлов отапливаются, как правило, мазутом или газом (природным, коксовым, доменным), или смесью этих топлив в различных соотношениях. Величина тепловой нагрузки определяется производительностью печи и должна обеспечивать достаточно высокий температурный уровень в рабочем пространстве, необходимый для осуществления соответствующего технологического процесса. Продукты горения топлива вместе с газами, выделяющимися из шихты или расплава ванны, образуют дымовые газы, которые в большинстве случаев выбрасываются в атмосферу и серьёзно влияют на экологическую обстановку близлежащих районов местности. Обусловлено это тем, что в них содержатся компоненты, являющиеся вредными для природы и здоровья людей. Одним из таких является оксид углерода (CO) – отравляющий газ без цвета и запаха. Содержание его в дымовых газах зависит от состава топлива, полноты его выгорания, количества углерода, выгоревшего из шихты, и, наконец, от степени диссоциации диоксида углерода (CO₂). Если предположить, что оксид углерода топлива и выделившийся из ванны полностью выгорает за счёт совершенной конструкции топливосжигающего устройства, способа подачи окислителя и его количества, использования различных интенсификаторов горения, то оксид углерода, образующийся за счёт диссоциации диоксида углерода, не может быть устранён в рабочем пространстве, т.к. его количество определяется физико-химическим состоянием газовой среды в отводящем тракте печи. Поэтому расчёт процесса диссоциации представляется актуальной задачей, решению которой и посвящена данная работа.

Широкое применение для практических расчётов персональных ЭВМ обусловило целесообразность в рамках данной работы разработки соответствующего программного обеспечения, которое позволит при минимальных затратах времени сопоставить различные варианты режимов отопления печи и выбрать из них наиболее рациональный, обеспечивающий минимальный экологический ущерб.

I. МЕТОДИКА РАСЧЁТА

Методика основана на использовании эмпирических формул по расчёту отдельных характеристик процесса горения топлив, полученных по

результатам статистической обработки составов дымовых газов
сталеплавильных печей различной ёмкости и разных способов отопления.

В излагаемом ниже алгоритме расчета напротив расшифровки
принятых обозначений приводятся их идентификаторы, использованные в
программном продукте.

В случае отопления печи смесью мазута и природного газа объемная
скорость образования продуктов сгорания может быть рассчитана по
выражению

$$v_{\alpha} = \frac{b \cdot M_{\phi} \cdot 29310}{3600} \left[\frac{g_M V_{\alpha}^M}{Q_{H.M}^P} + \frac{(1-g_M) V_{\alpha}^{\Gamma}}{Q_{H.Г}^P} \right] \text{ м}^3/\text{с}. \quad (I)$$

Здесь b – удельный расход условного топлива, кг.у.т./т; (b)

M_{ϕ} – производительность печи, т/ч; (M)

g_M – доля мазута по теплу в топливной смеси;
(GM)

$Q_{H.M}^P$ – теплота сгорания мазута (малосернистого –
–41050 кДж/кг, сернистого – 40090 кДж/кг); (QHPM)

$Q_{H.Г}^P$ – теплота сгорания природного газа –
– 35610 кДж/м³; (QHPG)

$V_{\alpha}^M, V_{\alpha}^{\Gamma}$ – действительный объём дыма, образующегося
при сгорании соответственно мазута и
природного газа при фактическом коэффициенте
расхода воздуха α . (ALFA)

Для расчёта образующихся продуктов сгорания рекомендуются
следующие выражения:

$$V_{\alpha}^M = \frac{217,47 \times \alpha - 52,3}{(O_2^{'})^{0,82 \times \alpha^{0,16}}} \quad , \text{ м}^3/\text{кг}; \quad (2)$$

$$V_{\alpha}^{\Gamma} = \frac{182 \times \alpha - 56,0}{(O_2^{'})^{0,82 \times \alpha^{0,16}}} \quad , \text{ м}^3/\text{кг}; \quad (3)$$

где $O_2^{'}$ – концентрация кислорода в газовом пространстве печи
и используемого на горение топлива с учетом подачи
чистого кислорода в факел V_K , м³/ч, компрессорного

воздуха для интенсификации горения $V_{K.B}$, м³/ч, и
 вентиляторного воздуха $V_{B.B}$, м³/ч.

$$O_2' = \frac{V_K + 0,21(V_{c.e} + V_{K.B})}{V_K + V_{K.B} + V_{B.B}} \times 100\% . \quad (4) \quad (O2)$$

В результате горения топлива концентрацию диоксида углерода в продуктах сгорания можно рассчитать по выражению

$$CO_2' = \frac{9,45 + 4,55g_m}{\alpha}, \% . \quad (5) \quad (CO2)$$

При этом объемная скорость образования диоксида углерода от горения топлива составит

$$v_{CO_2}' = 0,01v_{\alpha} \times CO_2' , \text{ м}^3/\text{с}. \quad (6) \quad (VCO21)$$

а за счет выгорания углерода из шихты

$$v_{CO_2}'' = 5,148 \times 10^{-3} \times M_{\phi} (C_{ш} - C_m) , \text{ м}^3/\text{с} \quad (7) \quad (VCO22)$$

где $C_{ш}$ - содержание углерода в металлической
 части садки – 2...3,5%;

(KYC)

C_m - содержание углерода в готовом металле –
 - 0,05...0,6%.

(KYM)

Следовательно, суммарная объемная скорость образования диоксида углерода в дымовых газах

$$v_{CO_2} = v_{CO_2}' + v_{CO_2}'' , \text{ м}^3/\text{с}, \quad (8) \quad (VCO2)$$

а концентрация его в дымовых газах

$$CO_2'' = \frac{v_{CO_2}}{v_{\alpha} + v_{CO_2}''} \times 100\% . \quad (9) \quad (CO2Д)$$

Рассчитаем содержание избыточного кислорода в дымовых газах, который не прореагировал при горении топлива и углерода шихты (т.е. кислород, содержащий в дыме сверх стехиометрического количества согласно реакциям горения)

$$O_2'' = [(1,84 - \alpha)g_m + (23,69 - 5,3 \times \alpha)] \ln \alpha + \quad (10) \quad (O21)$$

$$+ (5,078g_m \times 1,0048^t + 65,8 \times 1,0047^t) \times 10^{-6}, \%$$

Парциальное давление избыточного кислорода составит

$$P_{O_2}^{//} = 0,01 O_2^{//}.$$

Расчет по выражению (10) осуществляется для средней температуры газовой среды рабочего пространства печи (t), которая может быть определена через балансовую температуру горения топлива (T_α^δ), рассчитываемую по выражению (соответствующему подогреву воздуха до 1000°C)

$$T_\alpha^\delta = \frac{2440}{0,27} \times \exp(0,135 - 0,03\alpha) \times g_m, \text{ К.} \quad (11) \quad (\text{ТВ})$$

Тогда
$$t = T_\alpha^\delta \times \eta_{\text{пир}} - 273 = T - 273^\circ \text{C}. \quad (12) \quad (\text{ТМ})$$

Здесь $\eta_{\text{пир}}$ - пирометрический коэффициент, численные значения которого для условий основной сталеплавильной печи по периодам плавки составят: заправка, завалка, прогрев – 0,746; заливка чугуна – 0,838; плавление – 0,824; доводка, раскисление – 0,868; в среднем за плавку – 0,81.

Таким образом, в отводящих дымовых газах содержится избыточный кислород $O_2^{//}$ и диоксид углерода $CO_2^{//}$. Реакция



при определённых условиях является обратимой и характеризует процесс диссоциации диоксида углерода. Константа равновесия этой реакции определяется парциальными давлениями соответствующих компонентов

$$K = \frac{(P_{CO_2})^2}{(P_{CO})^2 \times P_{O_2}} \quad (14)$$

и может быть рассчитана по выражению для температуры $T = T_\alpha^\delta \times \eta_{\text{пир}}$

$$\lg K = \frac{29534}{T} - 9,15. \quad (15)$$

В свою очередь, константа равновесия связана со степенью диссоциации диоксида углерода (α_1), представляющей отношение числа распавшихся молей к исходному числу молей. Если, согласно реакции ($CO + 0,5O_2 = CO_2$), исходное число молей CO_2 принять равным единице, тогда после завершения процесса диссоциации образуется молей

CO- $(n_{CO}=\alpha_1)$, молей O_2 - $(n_{O_2}=0,5\alpha_1)$ и останется молей CO_2 - $(n_{CO_2}=1-\alpha_1)$. Суммарное число молей в системе составит

$$\sum n_i = n_{CO} + n_{O_2} + n_{CO_2} = \alpha_1 + 0,5\alpha_1 + (1-\alpha_1) = 1 + 0,5\alpha_1.$$

На основании этого парциальное давление соответствующего компонента после завершения процесса диссоциации можно записать:

$$P_{CO_2} = \frac{P(1-\alpha_1)}{1+0,5\alpha_1}; (16,a) \quad P_{CO} = \frac{P\alpha_1}{1+0,5\alpha_1}; (16,б)$$

$$P_{O_2} = \frac{0,5P\alpha_1}{1+0,5\alpha_1}; (16,в).$$

Здесь P - общее парциальное давление в газовой среде, которое в большинстве случаев соответствует атмосферному давлению и может быть принято равным $P=1,0$.

Подставив выражение (16) в (14) и выполнив соответствующие преобразования, получим

$$K = \frac{(1-\alpha_1)^2 (2+\alpha_1)}{P\alpha_1^3}, \quad (17)$$

откуда можно записать уравнение, позволяющее рассчитать степень диссоциации диоксида углерода (α_1):

$$\alpha_1^3 - \frac{3}{1-KP} \alpha_1 + \frac{2}{1-KP} = 0. \quad (18)$$

Для полученного значения α_1 (при $P = 1,0$) по выражению (16,б) рассчитывается парциальное давление оксида углерода (P_{CO}) в отходящем дыме после завершения процесса диссоциации CO_2 и объемная концентрация $CO = P_{CO} \times 10^2, \%$.

Учитывая, что плотность оксида углерода составляет $\rho_{CO} = 5$ кг/м³, рассчитаем основные показатели, характеризующие содержание CO в дымовых газах.

Объемная скорость образования CO

$$v_{CO} = v_{CO_2} \times P_{CO} = v_{CO_2} \times CO \times 10^{-2}, \text{ м}^3/\text{с}. \quad (19) \quad (VCO)$$

Массовая скорость образования CO

$$M_{\text{CO}} = v_{\text{CO}} \times \rho_{\text{CO}} \times 10^3, \text{ г/с.} \quad (20) \quad (\text{MCO})$$

Удельное количество CO

$$m_{\text{CO}} = \frac{M_{\text{CO}} \times 3600}{M_{\text{ф}}}, \text{ г/т стали.} \quad (21) \quad (\text{MYCO})$$

Массовая концентрация CO

$$C_{\text{CO}} = \frac{M_{\text{CO}}}{v_{\alpha} + v_{\text{CO}_2}^{\text{n}}}, 10^3 \text{ мг/м}^3. \quad (22) \quad (\text{MCCO})$$

Рассмотрим особенности расчета процесса диссоциации CO_2 при обогащении дутья кислородом (т.е. при содержании O_2 в воздухе для горения больше 21%).

Объемная скорость образования продуктов сгорания v_{α} , объем продуктов сгорания мазута V_{α}^{M} и природного газа $V_{\alpha}^{\text{Г}}$ рассчитываются по тем же выражениям, которые приведены выше, но вместо расчета O_2' по (4) задается фактическая концентрация кислорода в воздухе для горения (т.е. $v_{\text{O}_2} V_{\text{O}_2} > 21\%$).

Для оценки концентрации диоксида углерода в продуктах сгорания вместо (5) рекомендуется выражение

$$\begin{aligned} \text{CO}_2' = & 0,3427 \times \text{O}_2' - 17,1058 \times \alpha + \\ & + 13,1592 \times g_{\text{M}} + 18,1791, \% \end{aligned} \quad (23) \quad (\text{CO}_2)$$

Далее порядок расчета сохраняется, исключая определение балансовой температуры горения топлива (T_{α}^{δ}), для расчета которой вместо (11) рекомендуется выражение

$$\begin{aligned} T_{\alpha}^{\delta} = & 21,26 \times \text{O}_2' - 328,19 \times \alpha + \\ & + 541,86 \times g_{\text{M}} + 2290, \text{ К.} \end{aligned} \quad (24) \quad (\text{TB})$$

Концентрация избыточного кислорода в дымовых газах вместо (10) рассчитывается по выражению

$$\begin{aligned} \text{O}_2'' = & 0,1016 \times \text{O}_2' - 0,0261 \times \alpha + \\ & + 0,3575 \times g_{\text{M}} + 0,6884, \% \end{aligned} \quad (25) \quad (\text{O}_2\text{I})$$

За счет повышения концентрации кислорода в воздухе для горения увеличилось и парциальное давление кислорода $P_{O_2} = O_2 \times 10^{-2}$, в связи с чем степень диссоциации диоксида углерода принимает новое значение (α_2), которое может быть определено из выражения

$$\alpha_2^3 - \frac{3}{1 - K_P - K_P P_{O_2}} \times \alpha_2 + \frac{2}{1 - K_P - K_P P_{O_2}} = 0. \quad (26)$$

Таким образом с учетом указанных корректив рассчитывается парциальное давление оксида углерода (P_{CO}) в дымовых газах по (16,б) после завершения процесса диссоциации CO_2 , объемная концентрация $CO = P_{CO} \times 10^2$ и все остальные показатели: v_{CO} (19); M_{CO} (20); m_{CO} (21) и C_{CO} (22).

2. ПОЯСНЕНИЯ К ПОЛЬЗОВАНИЮ ПРОГРАММОЙ

Программа составлена на языке «Бейсик» по алгоритму, соответствующему изложенной выше методике расчета процесса диссоциации диоксида углерода в отходящих продуктах сгорания.

Все данные, необходимые для расчетов, вводятся в диалоговом режиме после соответствующего запроса программы на экране дисплея. На экране дисплея они высвечиваются со своими идентификаторами, использованными в программе.

После пуска программы на экране дисплея высвечивается текст, требующий ввода соответствующих исходных данных, диапазон изменения которых приведен в табл.(1.1). Варианты заданий на расчет выдаются преподавателем.

Таблица (1.1)

Входные данные для расчета CO в отходящих газах

Исходные данные, запрашиваемые на экране дисплея*)	Обозначение в формуле	Возможный предел изменения параметра	Размерность
1	2	3	4
В-удельный расход условного топлива	v	60+400	кг.у.т./т
М-производительность агрегата в фактический час работы	M_{ϕ}	10+60	т/ч
GM-доля мазута по теплу	g_m	0+1,0	-
QHPM-низшая теплота сгорания мазута на рабочую массу	$Q_{н.м}^p$	39000+42000	кДж/кг
QHPRG-низшая теплота сгорания газа	$Q_{н.г}^p$	30000+39000	кДж/м ³
ALFA-коэффициент расхода воздуха	α	1+5	-
O ₂ -содержание кислорода в воздухе, подаваемом на горение	O_2'	21+100	% об.
KYC-содержание углерода в металлической части шихты	$C_{ш}$	2+3,5	% масс.
KYM-содержание углерода в готовом металле	c_m	0,05+0,6	% масс.
KP-пирометрический коэффициент	$\eta_{пир}$	0,7+0,9	-

После завершения программы расчета на экране дисплея высвечиваются результаты расчета содержания CO в дымовых газах:

VCO – объемная скорость образования оксида углерода, $м^3 / с$;

MCO – массовая скорость образования оксида углерода, г/с;

MYCO – удельное количество оксида углерода, г/т стали;

MCCO – массовая концентрация оксида углерода, мг/м³.

2. Лабораторная работа № 2

Расчет количества оксидов азота, образующихся в рабочем пространстве пламенных печей

Оксиды азота являются загрязняющими окружающую среду соединениями, оказывающими вредное воздействие на живую и неживую природу. Значительное количество оксидов азота образуется в металлургических пламенных печах, в которых высокие температуры создаются при сжигании газообразного и жидкого топлив.

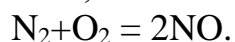
Разработка технологии металлургического производства, управление действующими производствами и другие мероприятия, связанные со снижением образования оксидов азота, наряду с экспериментальными исследованиями требуют выполнения расчетного анализа. Данный анализ основан на использовании закономерностей физико-химических превращений, происходящих в рабочем пространстве металлургических плавильных агрегатов. Его целью является расчет количества оксидов азота, образующихся в высокотемпературной зоне плавильной печи, анализ влияния различных факторов на процессы образования NO и NO_2 . Для его выполнения используются закономерности процессов сжигания и эмпирические зависимости, описывающие образование оксидов в связи с окислением азота атмосферного воздуха и с окислением органических соединений азота, содержащихся в жидком топливе.

2.1. Основы методики и алгоритмы расчета количества оксидов азота

Существует три основных источника, способствующих образованию оксидов азота в рабочем пространстве мартеновской печи. Первый источник связан с общим уровнем температуры и пульсационной температурой горения топлива, второй – с составом жидкого топлива, углеводороды которого содержат атомы азота, третий – с молекулярным азотом технического кислорода, подаваемого на продувку ванны.

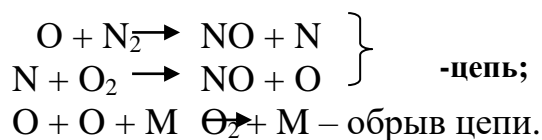
При сжигании топлива в высокотемпературной печи образуется оксид азота (NO). Все остальные оксиды являются производными от NO и объединяются в общую формулу NO_x .

Основное количество оксида азота в процессах горения образуется за счет окисления атмосферного азота, т.е.



Элементарные стадии этого равновесия, согласно теории Я.Б. Зельдовича, описываются уравнениями, характеризующими цепной механизм процесса:





Данная реакция в существенной мере зависит от температуры. Чем выше температура, тем больше равновесие реакции смещается вправо, т.е. в сторону образования *NO*. Так, например, при температурах 2000, 3200 и 4200°C соответственно образуется 0,63, 4,48 и 10,0% *NO*.

Во фронте горения топлива температура может достигать 2000 - 3500°C. Верхний предел этой температуры зависит от степени обогащения воздуха кислородом. В локальных объемах со стехиометрическим отношением топлива с окислителем возможны такие высокие температуры, которые носят случайный (вероятностный) характер. Это обуславливает возникновение пульсации температуры. Существование локальных максимумов температур в газовых объемах будет создавать условия для образования *NO*, механизм которого описан в химической технологии. Появление атомарного кислорода в зоне высоких температур – основная причина образования оксида азота.

Экспериментальные работы показали, что в пламени образуется *NO* больше, чем это следует из теоретических расчетов на основе описанного механизма. При этом предполагается, что увеличение концентрации *NO* происходит за счет пульсации температуры, возникающей во время горения топлива.

Оценим вклад в общее содержание *NO* в газовой среде каждого из трех указанных выше источников.

Рассмотрим первый источник образования *NO*.

Равновесную концентрацию NO_p , % в локальном объеме пламени можно рассчитать по формуле:

$$\text{NO}_p = \sqrt{\text{N}_2 \cdot \text{O}_2^{\text{н}}} \exp(-21500/\bar{T}),$$

где N_2 – концентрация азота в продуктах сгорания, %;

$\text{O}_2^{\text{н}}$ – концентрация избыточного кислорода в продуктах сгорания, %;

\bar{T} – средняя температура в локальном объеме факела, К.

Концентрацию азота в продуктах сгорания определяют с учетом особенностей топлива и окислителя:

при сжигании топлива в смеси с атмосферным воздухом

$$\text{N}_2 = 2,7 \cdot g_m / (\alpha^{0,88}) + 70,24 \cdot (\alpha^{0,88}),$$

при дополнительной подаче в факел технического кислорода

$$\text{N}_2 = 84,943 - 0,9159 \cdot \text{O}_2 + 3,2501 \cdot \alpha + 2,0977 \cdot g_m, \%$$

где g_m – доля мазута в топливе по теплу; α – коэффициент расхода воздуха;

O_2 – концентрация кислорода в окислителе, %.

Содержание кислорода в продуктах сгорания:

при сжигании топлива в смеси с атмосферным воздухом

$$\text{O}_2^{\text{н}} = 0,1016 \cdot \text{O}_2 - 0,0261 \cdot \alpha + 0,3575 \cdot g_m + 0,6884,$$

при дополнительной подаче в факел технического кислорода
 $O_2 = \ln \alpha [(1,84 - \alpha)g_m + (23,69 - 5,3\alpha)] + [6,078g_m(1,0048)^t + 65,8(1,0047)^t]10^{-6}, \%$,
 где $t = (T_\alpha^\delta \eta_{\text{пир.}} - 273), ^\circ\text{C}$;

T_α^δ – балансовая температура горения, К;

$\eta_{\text{пир}}$ – перометрический коэффициент.

Предполагается, что в локальном объеме факела $\bar{T} = T_\alpha^\delta \eta_{\text{пир.}}$.

При сжигании топлива в смеси с атмосферным воздухом, К:

$$T_\alpha^\delta = 21,26 \cdot O_2 - 328,19 \cdot \alpha + 541,86 \cdot g_m + 2290,$$

а при дополнительной подаче в факел технического кислорода

$$T_\alpha^\delta = [2440/(\alpha^{0,27})] \exp[0,135 - 0,03 \cdot \alpha] \cdot g_m].$$

Приведенные выше выражения являются обобщением данных экспериментальных исследований и дают наименьшую ошибку аппроксимации при содержании O_2 от 40 до 80%.

С учетом пульсации температуры в объеме факела концентрацию NO в продуктах сгорания можно рассчитать по выражению

$$NO' = NO_p \{1 + (\sigma^2/2) \cdot [0,5 \cdot (X_1^2 - X_2^2) + (X_1 - X_2)]\},$$

где $x_1 = \exp(-67500/T)$; $T = T_\alpha^\delta - 2(T_\alpha^\delta - T)/3$, К;

$$x_2 = \exp(-46000/T); \sigma = \sqrt{(\overline{(T - \bar{T})^2})} / \bar{T};$$

$(\overline{(T - \bar{T})^2})$ – среднеквадратичное значение пульсаций температуры.

Численные значения перометрического коэффициента для основной сталеплавильной печи, отапливаемой газомазутным топливом без подачи технического кислорода на интенсификацию, приведены в *табл. 2.1*.

Таблица 2.1

Перометрический коэффициент ($\eta_{\text{пир}}$) по периодам плавки

Период	Заправка	Завалка	Прогрев	Заливка чугуна	Плавление	Доводка	Раскисление
$\eta_{\text{пир}}$	0,746	0,746	0,746	0,838	0,824	0,868	0,868

Среднее значение за плавку $\eta_{\text{пир}} = 0,81$.

По расчетной концентрации NO в продуктах сгорания можно определить величины, связанные с его образованием в рабочем пространстве плавильной печи.

Объемная скорость образования оксида азота

$W'_{NO} = 0,01 W_\alpha(NO')$, $\text{м}^3/\text{ч}$, или для равновесных условий

$W^p_{NO} = 0,01 W_\alpha(NO^p)$, $\text{м}^3/\text{ч}$, где W_α – фактическая скорость образования продуктов сгорания, $\text{м}^3/\text{ч}$.

Массовая скорость образования оксида азота

$M'_{NO} = W'_{NO} \rho_{NO}$, $\text{кг}/\text{ч}$, или для равновесных условий

$M_{NO}^p = W_{NO}^p \rho_{NO}$, кг/ч, где плотность $\rho_{NO} = 1,3402$ кг/м³.

Массовая концентрация оксида азота

$C'_{NO} = 0,01 N O' \rho_{NO}$, кг/ч, или для равновесных условий

$C_{NO}^p = M_{NO}^p / W_{\alpha}$.

Удельное количество образующегося оксида азота

$m'_{NO} = (0,01 W_{\alpha} N O' \rho_{NO}) / M_{\phi} = M'_{NO} / M_{\phi}$, кг/т стали,

или для равновесных условий

$m_{NO}^p = M_{NO}^p / M_{\phi}$, кг/т стали, где M_{ϕ} – производительность печи, т/ч.

Фактическая скорость образования продуктов сгорания, м³/с:

$W_{\alpha} = (b M_{\phi} g_m V_{\alpha}^m 29310) / (3600 Q_{H,M}^p) + b M_{\phi} (1 - g_m) V_{\alpha}^r / (3600 Q_{H,r}^p)$,

где b – удельный расход условного топлива, кг/т;

$Q_{H,M}^p$ – теплота сгорания малосернистого ($Q_{H,M}^p = 41050$ кДж/кг) или сернистого ($Q_{H,M}^p = 40090$ кДж/кг) мазута;

$Q_{H,r}^p$ – теплота сгорания природного газа ($Q_{H,r}^p = 35610$ кДж/кг).

Действительный объем продуктов сгорания мазута

$$V_{\alpha}^m = (217,47 \cdot \alpha - 52,3) \cdot O_2^{(-0,88\alpha^{0,11})}, \text{ м}^3/\text{кг}.$$

Действительный объем продуктов сгорания природного газа

$$V_{\alpha}^r = (182 \cdot \alpha - 56) \cdot O_2^{(-0,82\alpha^{0,16})}, \text{ м}^3/\text{м}^3.$$

Содержание кислорода в окислителе

$$O_2 = \{ [V_{\phi_k} + 0,2568(V_{B,B} + V_{K,B})] / (V_{B,B} + V_{K,B} + V_K) \} \cdot 100, \%,$$

где V_{ϕ_k} – расход кислорода в факел на горение, м³/ч;

$V_{K,B}$ – расход компрессорного воздуха, подаваемого в рабочее пространство на интенсификацию процессов горения, м³/ч;

$V_{B,B}$ – расход вентиляторного воздуха, м³/ч.

Рассмотрим второй источник, способствующий образованию NO. В состав жидкого топлива входят соединения азота и кислорода. При разложении углеводородов образуются атомарный азот и кислород, которые вступают во взаимодействия, т.е.

$N + O = NO$, или с кислородом из газовой среды

$N + O_2 = NO + O$.

Поскольку количество N и O в топливе соответствует стехиометрическому соотношению, то можно предположить, что весь азот прореагирует с атмосферным кислородом или кислородом, находящимся в избытке в газовой фазе.

Количество, т/ч, атомарного азота $M_N^n = 0,01 N^p m_m$,

где N^p – содержание азота в пересчете на рабочую массу мазута, %;

$m_m = b M_{\phi} g_m / \eta_m^m$ – расход мазута, кг/ч;

$\eta_T^m = Q_{H,M}^p / Q_{y,M}$ – тепловой эквивалент мазута;

$Q_{y,T} = 29310$ – теплота сгорания условного топлива, кДж/кг.

Массовая скорость образования атомарного азота, кг/ч

$$M_N^n = 0,01 \cdot N_p \cdot b \cdot M_{\phi} \cdot g_m / \eta_T^m.$$

Тогда массовая скорость образования оксида азота

$$M''_{NO} = 2,1422 M''_N, \text{ кг/ч.}$$

$$W''_{NO} = M''_{NO} / \rho_{NO}, \text{ м}^3/\text{ч.}$$

Массовая концентрация NO в продуктах сгорания, кг/м^3 ,

$$C''_{NO} = M''_{NO} / (3600 W_a).$$

Удельное количество NO , образующееся за счет второго источника, составит, кг/т стали ,

$$m''_{NO} = M''_{NO} / M_{\phi}.$$

Третьим источником, влияющим на образование NO , является технический кислород, поступающий на продувку ванны плавильной печи и содержащий 99,5% кислорода и 0,5% азота.

В зоне контакта струи кислорода с расплавленным металлом, имеющим высокую температуру, происходит процесс окисления азота до NO , катализатором которого служит железо, поэтому можно допустить, что весь азот из технического кислорода окислится до NO . В этом случае массовая концентрация NO составит, кг/м^3 ,

$$C'''_{NO} = (0,021422 \cdot V_k^B \cdot N_2^k \cdot \rho_{N_2}) / (3600 \cdot W_a),$$

где $V_k^B = M_{\phi} b(O_2)$ – расход кислорода в ванну, $\text{м}^3/\text{ч}$;

$b(O_2)$ – удельный расход кислорода на тонну стали, $\text{м}^3/\text{т}$;

N_2^k – содержание азота в техническом кислороде, %;

$\rho(N_2) = 1,2505$ – плотность азота, кг/м^3 .

Массовая скорость образования оксида азота, кг/ч ,

$$M'''_{NO} = 0,021422 V_k^B N_2^k \rho(N_2).$$

Удельное количество NO , образующееся на тонну стали,

$$m'''_{NO} = M'''_{NO} / M_{\phi}, \text{ кг/т.}$$

Объемная скорость образования оксида азота, $\text{м}^3/\text{ч}$,

$$W'''_{NO} = 0,02142 V_k^B N_2^k.$$

С учетом трех источников, влияющих на образование NO , можно установить характеристики, количественно определяющие этот процесс.

Объемная скорость образования NO , $\text{м}^3/\text{ч}$:

$$W_{NO} = W'_{NO} + W''_{NO} + W'''_{NO},$$

или для равновесных условий

$$W_{NO,p}^p = W_{NO}^p + W''_{NO} + W'''_{NO},$$

Объемная доля образующегося NO в продуктах сгорания

$$NO = W_{NO} / (3600 W_a),$$

или для равновесных условий

$$NO_p^p = W_{NO,p}^p / (3600 W_a).$$

Массовая скорость образования оксида азота, кг/ч :

$$M_{NO} = M'_{NO} + M''_{NO} + M'''_{NO}, \text{ или для равновесных условий}$$

$$M_{NO,p}^p = M_{NO}^p + M''_{NO} + M'''_{NO}.$$

Удельное количество оксида азота, образующееся на тонну стали, кг/т :

$$m_{NO} = m'_{NO} + m''_{NO} + m'''_{NO},$$

или для равновесных условий $m_{NO,p}^p = m_{NO}^p + m_{NO}'' + m_{NO}'''$.

Массовая концентрация оксида азота в продуктах горения, $кг/м^3$:

$C_{NO} = C_{NO}' + C_{NO}'' + C_{NO}'''$, или для равновесных условий

$C_{NO,p}^p = C_{NO}^p + C_{NO}'' + C_{NO}'''$.

2.2. Программа расчета количества образующихся оксидов азота

Программа составлена на языке *Бейсик*. Для подготовки исходных данных пользователь должен ознакомиться с пояснениями и рекомендациями, приведенными в *табл. 2.2*. Варианты исходных данных при проведении практических занятий выдаются преподавателем, расчеты по курсовым и дипломным работам проводятся на основании заданий руководителей и данных, опубликованных в литературе или полученных экспериментально. Рекомендуемые справочные данные и необходимые теоретические сведения приведены в библиографическом списке. Результаты расчетов по используемой программе идентифицируются согласно *табл. 2.3*. Для иллюстрации ниже приведены результаты расчета контрольного примера, полученные при следующих исходных данных:

$b = 133,7$ кг/т; $M_{\phi} = 42,85$ т/ч; $g_m = 0,205$; $Q_{H,M}^p = 40190$ кДж/кг;

$Q_{H,r}^p = 33410$ кДж/м³; $\alpha = 1,345$; $O_2 = 28,25$ %; $\eta_{пир} = 0,81$; $V_{\phi_k} = 1500$ м³/ч;

$V_{k,b} = 3500$ м³/ч; $V_{b,b} = 47187$ м³/ч; $N^p = 0,50$ %; $V_k^b = 0$ м³/ч; $N_2 = 2,85$ %;

$F_r = 107,4$ м³/т.

Результаты расчетов: $W_{NO} = 60845$ м³/ч; $M_{NO} = 9,174$ кг/ч; $m_{NO} = 0,214$ кг/т; $C_{NO} = 177 \cdot 10^{-6}$ кг/м³; $NO_p = 0,00017$ %; $NO' = 0,00017$ %; $N_2 = 64,52$ %; $O_{n_2} = 5,05$ %; $T_{\alpha}^{\delta} = 2296$ К; $W_{\alpha} = 14,588$ м³/с; $T = 2005$ К; $NO = 0,013$ %.

Таблица 2.2

Входные данные для расчета NO_x в отходящих газах

<i>Обозначение в формуле</i>	<i>Обозначение в программе</i>	<i>Название</i>	<i>Возможный предел изменения параметров</i>	<i>Размерно- сть</i>
b	B	Удельный расход условного топлива	60–400	кг/т
M_ϕ	M	Производительность агрегата в фактический час работы	10–60	т/ч
g_m	GM	Доля мазута	0–1,0	-
$Q_{н,м}^p$	QNRM	Низшая теплота сгорания мазута на рабочую массу	39000–42000	кДж/кг
$Q_{н,г}^p$	QNRG	Низшая теплота сгорания газа	3000–3900	кДж/м ³
α	ALFA	Коэффициент расхода воздуха	1–5	-
O_2	O2	Содержание кислорода в окислителе	21–100	об. %
$\eta_{пир}$	KP	Пирометрический коэффициент	0,7–0,9	-
V_{ϕ_k}	VK	Расход кислорода в факел	300–3000	м ³ /ч
$V_{k,в}$	VKB	Расход компрессорного воздуха	300–3000	м ³ /ч
$V_{в,в}$	VBB	Расход вентиляторного воздуха	10000–50000	м ³ /ч
N^p	NR	Содержание азота в рабочую массу мазута	0–10	мас. %
$V_{k,в}^b$	VKV	Расход кислорода в ванну	0–4000	м ³ /ч
N_2	N2K	Содержание азота в техническом кислороде	0–10	об. %
F_r	FG	Удельный расход природного газа на тонну стали	40–75	м ³ /т

Таблица 2.3

Результаты расчета содержания NO и параметров газовой среды

<i>Обозначение в формуле</i>	<i>Обозначение в программе</i>	<i>Название</i>	<i>Размерность</i>
W_{NO}	VNO	Объемная скорость образования оксида азота	м ³ /ч
M_{NO}	MNO	Массовая скорость образования оксида азота	кг/ч
m_{NO}	MYNO	Удельное количество оксида азота	кг/т (стали)
C_{NO}	MCNO	Массовая концентрация оксида азота	кг/м ³
NO_p	NOR	Равновесная концентрация оксида азота	%
NO'	NO1	Равновесная концентрация оксида азота с учетом пульсации температуры	%
N_2	N2	Концентрация азота в продуктах сгорания	%
O_2^u	O2I	Концентрация избыточного кислорода в продуктах сгорания	%
T_α^δ	TB	Балансовая температура	К
W_α	VALFA	Скорость образования продуктов сгорания	м ³ /с
T	T	Температура газовой среды	К
NO	NO	Концентрация оксида азота в продуктах сгорания	% (об.)

3. Лабораторная работа № 3

Расчет количества диоксида серы, образующегося в рабочем пространстве пламенных печей

В рабочем пространстве сталеплавильной (рудотермической и т.д.) печи сера поступает как с шихтовыми материалами, так и с топливом. В процессе термической обработки шихтовых материалов сера определенным образом распределяется между шлаком, металлом и дымовыми газами. Из газовой фазы сера переходит в металл с различными скоростями в зависимости от периода плавки. Максимальные значения скорости перехода наблюдаются в периоды завалки и прогрева до момента покрытия шихтовых материалов слоем шлака. В горячие периоды плавки (плавление и доводка) возможен переход серы из ванны в дымовые газы. Особенно это отмечается при продувке ванны кислородом, которая характеризуется высоким окислительным потенциалом газовой фазы в реакционной зоне и высокой поверхностной активностью серы на границах раздела металл – газ – шлак – газ.

Исходя из отмеченного, а также учитывая баланс серы по ходу плавки, можно предположить, что для скрап и скрап-жидкого процессов без кислорода и с кислородом в факел количество серы, перешедшей из газовой фазы в металл в первые периоды плавки, равно ее количеству, поступившему в газовую фазу из ванны в горячие периоды. При скрап-жидком процессе и продувке ванны кислородом это положение нарушается, так как часть серы чугуна выгорает и напрямую поступает в дымовые газы. Количество перешедшей таким образом серы зависит от продолжительности и интенсивности продувки, исходного содержания серы в металлической части шихты и многих других как технологических, так и теплотехнических параметров, влияние которых в этом процессе трудно оценить. Обобщая опытные данные, можно предположить, что содержание серы в готовой стали массового производства равно 0,02 %, а среднее ее содержание в металлической части шихты 0,045 %, и принять, что количество удаленной серы за счет продувки не превышает 10+20% от общего количества извлекаемого из металла. Тогда удельное образование диоксида серы составит $7,49 \cdot 10^{-5}$ кг/т.

Содержание диоксида серы в газовой фазе в существенной мере зависит от способа отопления и тепловой мощности печи. Если иметь в виду, что природный газ большинства месторождений не содержит сернистых соединений, то тогда основным источником серы выступает жидкое топливо.

Диоксид серы является вредным загрязняющим веществом, негативно воздействующим на окружающую среду, поэтому определение его количества, образующегося в рабочем пространстве металлургических

плавильных печей, оценка влияния на этот процесс различных факторов являются важной задачей экологического анализа и прогнозирования.

3.1. Методика расчета количества диоксида серы

На действующих агрегатах скорость образования объемного или массового количества диоксида серы в дымовом газе на выходе из рабочего пространства печи может быть найдена из уравнения материального баланса, которое после соответствующих преобразований будет иметь следующий вид:

$$V_{SO_2} = \frac{0,01 \cdot v \cdot M_{\phi} \cdot g_m \cdot S_m^p \cdot V_m^{SO_2}}{3600},$$

где V_{SO_2} – объемная скорость образования серы, $м^3/с$;

v – удельный расход условного топлива на тонну стали, $кг/т$;

M_{ϕ} – производительность агрегата за фактический час его работы, $т/ч$;

g_m – доля мазута по теплу;

S_m^p – содержание серы в мазуте в пересчете на рабочую массу, %
(возможный диапазон $S_m^p = 0,3-4\%$);

$V_m^{SO_2} = 21,89 \text{ м}^3/\text{кмоль}$; – полный объем диоксида серы,

M_s – молекулярный вес серы, $кг/кмоль$ ($M_s = 32,064 \text{ кг/кмоль}$);

$\eta_m = Q_{H,M}^p / 29310$ – тепловой эквивалент мазута;

$Q_{H,M}^p$ – теплота сгорания мазута ($Q_{H,M}^p = 39000-42000 \text{ кДж/кг}$).

Если теплота сгорания мазута – величина неизвестная, тогда численное ее значение можно определить по элементарному составу, используя уравнение

$$Q_{H,M}^p = 0,01 \cdot [32908 \cdot C^p + 119616 \cdot H^p - 9261 \cdot (O^p - S^p)],$$

где C^p – содержание углерода в мазуте в пересчете на рабочую массу
($C^p = 83-89\%$);

H^p – содержание водорода в мазуте в пересчете на рабочую массу
($H^p = 9-13\%$);

O^p – содержание кислорода в мазуте в пересчете на рабочую массу
($O^p = 0,1-1,5\%$).

Массовое количество диоксида серы

$$M_{SO_2} = V_{SO_2} \cdot \rho_{SO_2} = \frac{162,652 \cdot v \cdot M_{\phi} \cdot g_m \cdot S_m^p}{Q_{H,M}^p},$$

где M_{SO_2} – массовая скорость образования диоксида серы, $г/с$;

ρ_{SO_2} – плотность диоксида серы ($\rho_{SO_2} = 2,9263 \text{ кг/м}^3$).

Для практических целей представляет интерес количество диоксида серы, которое получается на одну тонну жидкой стали (в дальнейшем это количество будет называться удельным):

$$m_{\text{SO}_2} = \frac{585,5472 \cdot v \cdot M_{\phi} \cdot g_m \cdot S_m^p}{Q_{\text{H,M}}^p},$$

где m_{SO_2} – удельное количество диоксида серы, $\text{кг}/\text{т}$.

Концентрация диоксида серы в дымовом газе зависит от коэффициента расхода воздуха, доли мазута в смеси и содержания кислорода в окислителе. Если сжигание топлива происходит в атмосфере воздуха, тогда объемную концентрацию SO_2 рассчитывают по формуле

$$\text{SO}_2 = 0,06g_m / \alpha, \%,$$

где α – коэффициент расхода воздуха;

При условии, если сжигание топлива осуществляется в воздухе, обогащенном кислородом, когда технический кислород подается для интенсификации горения, то объемную концентрацию SO_2 необходимо рассчитывать по формуле

$$\text{SO}_2 = 0,0033 \cdot O_2 - 0,1416 \cdot \alpha + 0,3681 \cdot g_m - 0,0175, \%,$$

где O_2 – содержание кислорода в окислителе ($O_2 = 21-100\%$), равное

$$O_2 = \frac{V_k + 0,21 \cdot (V_{\text{B,B}} + V_{\text{K,B}})}{V_{\text{B,B}} + V_{\text{K,B}} + V_k} \cdot 100 \%,$$

где V_k – расход кислорода в факел на горение, $\text{м}^3/\text{ч}$;

V_{KB} – расход компрессорного воздуха, подаваемого в рабочее пространство на интенсификацию процессов горения и распыление мазута, $\text{м}^3/\text{ч}$;

V_{BB} – расход вентиляторного воздуха, $\text{м}^3/\text{ч}$.

Массовая концентрация диоксида серы, $\text{мг}/\text{м}^3$

$$C_{\text{SO}_2} = \text{SO}_2 \cdot \rho_{\text{SO}_2} \cdot 10^4 = 2,9263 \cdot 10^4 \cdot \text{SO}_2.$$

3.2. Программа расчета

По приведенной выше методике составлена программа на языке *Бейсик*.

Исходные данные для выполнения расчетов готовятся согласно *табл. 3.1* с учетом указанных в ней индикаторов и диапазонов изменения параметров.

Расшифровка результатов расчетов приводится в *табл. 3.2*.

Программа работает с пользователем в режиме диалога. Остановка программы с выводом на экран символа «?» означает, что пользователь должен ввести информацию с клавиатуры компьютера. Существующая информация данного параметра показана в угловых скобках. Соглашение с этой информацией подтверждает нажатием клавиши <RETURN>, в противном случае набирайте новое значение и не забывайте, что в вещественных числах целая часть от дробной отделяется точкой.

Заканчивается ввод нажатием клавиши <RETURN>. После окончания расчета автоматически идет его повторение.

Если потребуется вновь запустить программу, то сначала сделайте прерывание хода выполнения программы нажатием клавиши <BREAK>. Затем наберите команду <RUN> и нажмите клавишу <RETURN>.

Примеры результатов расчета содержания диоксида серы для некоторых заводов, имеющих различные способы отопления сталеплавильных печей, представлены в табл. 3.3. Для сравнительных расчетов использован сернистый мазут следующего состава, %:

$C^p_m = 86,08$; $H^p_m = 11,25$; $S^p_m = 1,11$; $N^p_m = 0,45$; $O^p_m = 0,054$; $A^p_m = 0,17$; $W^p = 0,4$. Доля мазута по теплу $g_m = 0,44$, теплота сгорания $Q^p_{H,M} = 40600$ кДж/кг.

Таблица 3.1

Входные данные

Обозначение		Название	Предел измерения параметра	Размерность
оп формуле	по программе			
В	В	Удельный расход условного топлива	80-400	кг/т
M_ϕ	М	Производительность агрегата в фактический час работы	10-60	т/ч
g_m	GM	Доля мазута по теплу	0-1,0	-
S^p_m	SMP	Сера в мазуте на рабочую массу	0,3-4,0	%
C^p	CP	Углерод в мазуте	83-88	%
H^p	HP	Водород в мазуте	9-13	%
O^p	OP	Кислород в мазуте	0,1-1,5	%
O_2	O2	Кислород в окислителе	21-100	%
α	ALFA	Коэффициент расхода воздуха	1-5	-
$Q^p_{H,M}$	QHPM	Теплота сгорания мазута	39000-42000	кДж/кг

Таблица 3.2

Результаты расчета

<i>Обозначение</i>		<i>Название</i>	<i>Размерность</i>
<i>по формуле</i>	<i>по программе</i>		
V(SO ₂)	VSO2	Объемная скорость образования диоксида серы	м ³ /с
M(SO ₂)	MSO2	Массовая скорость образования диоксида серы	г/с
m(SO ₂)	MYSO2	Удельное количество диоксида серы	кг/т
C(SO ₂)	MCSO2	Массовая концентрация диоксида серы	кг/м ³

Таблица 3.3

Входные данные и результаты расчета									
Завод	Тип отопления	в, кг/т	М _ф , т/ч	O ₂ , %	α	Результаты расчета			
						V(SO ₂), м ³ /с	M(SO ₂), г/с	m(SO ₂), кг/т	C(SO ₂), кг/м ³
МЗ им. А.К. Серова	Газомазутный без кислорода	240	14,1	21	1,14	0,0023	6,62	1,69	1519,2
НТМК цех № 2	Газомазутный с кислородом в факел	159	28,7	22,3	1,14	0,0031	8,93	1,12	1644,7
НТМК цех № 1	Газомазутный с кислородом в факел и ванну	106	49,2	23,2	1,14	0,0035	10,2	0,75	1731,6
Петров-Забайкальский	Мазутный без кислорода	289	11,4	21	1,14	0,0051	15,04	4,63	7551,3
Караганда	Мазутный с кислородом в факел и ванну	109	31,4	25,7	1,14	0,0052	15,22	1,75	8005,2

Лабораторная работа № 4

Расчет рассеивания в атмосфере выбросов вредных веществ

Рассеивание выбросов промышленных предприятий, выделяемых различными источниками, происходит под действием потоков воздуха атмосферы, взаимодействующих с выбросами. Турбулизация воздушного потока возникает как в результате его взаимодействия с поверхностью земли и наземных сооружений, так под влиянием теплового взаимодействия в слоях воздуха, имеющих различную температуру.

Расчет рассеивания выброса состоит в определении концентрации вредных веществ в приземном слое воздуха (C , мг/м^3). Величина максимальной концентрации каждого i -го вредного вещества $C_{m,i}$ в приземном слое атмосферы не должна превышать величины его предельно допустимой концентрации в атмосферном воздухе, т.е. $C_{m,i} \leq \text{ПДК}_i$. Результаты расчетов рассеивания выбросов должны содержать наряду с текстовым графический материал:

1 – схему распространения выбросов от печи (или группы печей) согласно примеру *рис. 4.1* (X_1, \dots, X_n – расстояние от источника выброса по длине факела выброса; Y_1, \dots, Y_n – расстояние по нормали к оси факела выброса);

2 – зависимость концентрации пыли C_x от протяженности X "факела";

3 – зависимость концентрации C_y от ширины Y факела выброса.

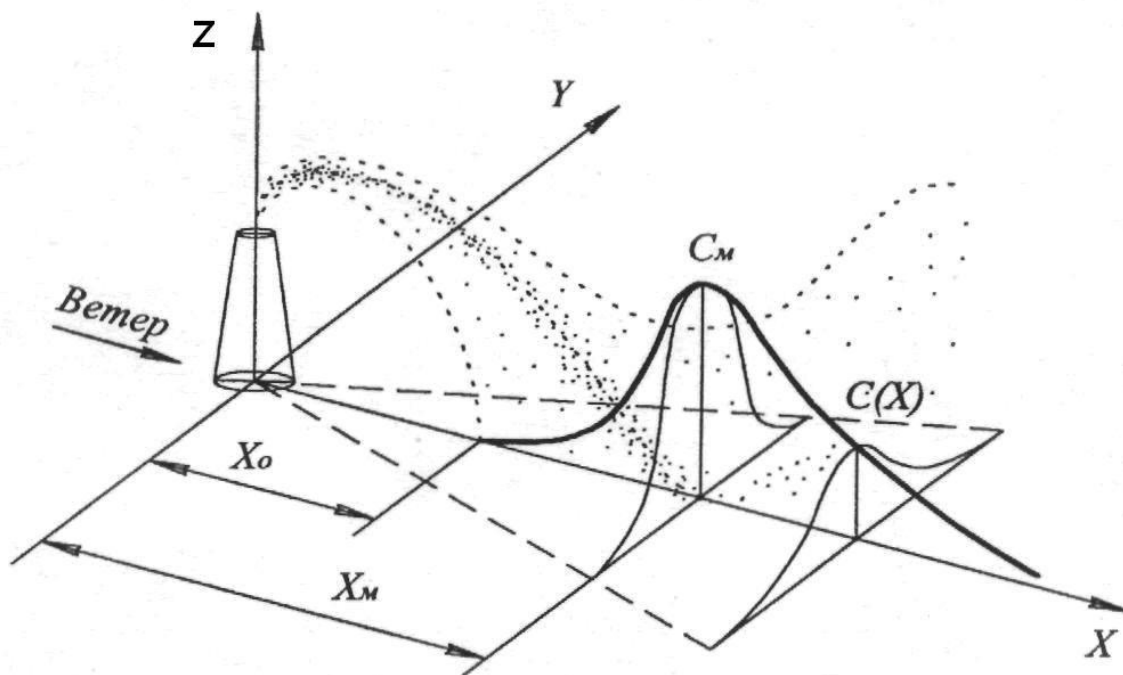


Рис. 4.1. Схема распределения концентраций примесей в приземном слое

4.1. Описание задачи

Рассматривается дымовой выброс от точечного источника (дымовой трубы, например) с круглым устьем при заданных метеорологических условиях.

Количество пыли, выбрасываемой в атмосферу, г/с

$$M = Z \cdot V_1,$$

где Z – концентрация пыли в газе, г/м³;

V_1 – расход выбрасываемого газа, м³/с.

Величина предельной максимальной приземной концентрации вредных веществ C_m при выбросе нагретой газовойоздушной запыленной смеси на расстоянии X_m от источника выброса определяется из выражения

$$C_m = A \cdot M \cdot F \cdot m \cdot n / (H^2 \sqrt[3]{V_1 \Delta t}), \quad (4.1)$$

где A – коэффициент теплового рассеивания (для центральной зоны РФ $A = 120$);

F – безразмерный коэффициент, учитывающий скорость оседания вредных выбросов в атмосферном воздухе (для вредных и мелкодисперсных аэрозолей $F = 1$, для пыли и золы $F = 2$ ($\eta \geq 90\%$), $F = 2,5$ ($\eta = 75...90\%$), $F = 3$ ($\eta < 75\%$);

η – коэффициент эффективности газоочистной установки;

V_1 – объем газовойоздушной смеси, м³/с, выбрасываемой в атмосферу при средней скорости в устье ω_0 , м/с, и при диаметре устья дымовой трубы D , м, т.е.

$$V_1 = (\pi D^2 / 4) \times \omega_0;$$

m – безразмерный коэффициент, учитывающий условия выхода выброса из устья источника;

$$m = (0,67 + 0,1\sqrt{f} + 0,34\sqrt{f})^{-1},$$

где $f = \frac{D \cdot \omega_0^2 \cdot 10^3}{H^2 \cdot \Delta t}$;

n – коэффициент, учитывающий условия выхода из устья источника данного выброса, определяемый в зависимости от параметра

$$V_m = 0,65 \sqrt[3]{\frac{V_1 \cdot \Delta t}{H}}; \quad n = 3 \text{ при } V_m \leq 0,3,$$

$$n = 3 - \sqrt{(V_m - 0,3)(4,36 - V_m)} \text{ при } 0,3 < V_m \leq 2, \quad n = 1 \text{ при } V_m > 2;$$

H – высота источника выброса над уровнем земли, м;

Δt – разность между температурой выбрасываемого газа t_r и температурой окружающего воздуха t_e в наиболее жаркий месяц года в данном районе, °C.

Максимальная приземная концентрация выброса вредных веществ при неблагоприятных метеорологических условиях (C_m) достигается на оси

факела выброса по направлению "среднего" ветра за рассматриваемый период на расстоянии X_m от источника, которое равно, m , при $F < 2$

$$X_m = H \cdot d, \quad (4.2)$$

а при $F \geq 2$

$$X_m = H \cdot d \cdot \frac{5-F}{4}, \quad (4.3)$$

где $d = 4,95 V_m (1 + 0,28 \sqrt{f})$ при $V_m \leq 2$,

$$d = 7 \sqrt{V_m} (1 + 0,28 \sqrt{f}) \text{ при } V_m > 2.$$

Максимум приземной концентрации вредных выбросов при неблагоприятных метеорологических условиях и скорости ветра, отличающейся от скорости ветра на оси факела, равен, $мг/м^3$,

$$C_{m,v} = r \cdot C_m, \quad (4.4)$$

где

$$r = 0,67 \left(\frac{v}{v_m} \right) + 1,67 \left(\frac{v}{v_m} \right)^2 - 1,34 \left(\frac{v}{v_m} \right)^3 \text{ при } \frac{v}{v_m} \leq 1, \quad (4.5)$$

$$r = \frac{3(v/v_m)}{2(v/v_m)^2 - (v/v_m) + 2} \text{ при } \frac{v}{v_m} > 1, \quad (4.6)$$

где v – действительная "средняя" скорость ветра, $м/с$;

v_m – опасная скорость ветра у устья источника выброса, $м/с$.

Величина v_m на уровне устья трубы, при которой приземные концентрации достигают максимума, зависит от величины V_m , т.е.

$$v_m = V_m (1 + 0,12 \sqrt{f}) \text{ при } V_m > 2;$$

$$v_m = V_m \text{ при } 0,5 < V_m \leq 2;$$

$$v_m = 0,5 V_m \text{ при } V_m \leq 0,5.$$

Расстояние $X_{m,v}$, на котором при скорости ветра v_m и неблагоприятных метеорологических условиях приземная концентрация вредных выбросов $C_{m,v}$ достигает максимального значения, равно

$$X_{m,v} = p \cdot X_m, \quad (4.7)$$

где $p = 3$ при $v/v_m \leq 0,25$;

$$p = 8,43 \{1 - v/v_m\}^5 + 1 \text{ при } 0,25 \leq v/v_m \leq 1;$$

$$p = 0,32 (v/v_m) + 0,68 \text{ при } v/v_m > 1.$$

Величина приземной концентрации вредных выбросов в зависимости от расстояния X по оси факела выброса от источника равна

$$C_x = S_1 \cdot C_m, \quad (4.8)$$

где $S_1 = 3 \left(\frac{X}{X_m} \right)^4 - 8 \left(\frac{X}{X_m} \right)^3 + 6 \left(\frac{X}{X_m} \right)^2$ при $\frac{X}{X_m} \leq 1$;

$$S_1 = 1,13 / [0,13 \left(\frac{X}{X_m} \right)^2 + 1] \text{ при } 1 < \frac{X}{X_m} \leq 8;$$

$$S_1 = [0,1(\frac{X}{X_m})^2 + 2,47(\frac{X}{X_m}) - 17,8]^{-1} \text{ при } \frac{X}{X_m} > 8.$$

Величина приземной концентрации на расстоянии y в направлении нормали к оси факела

$$C_y = S_2 \cdot C_x, \quad (4.9)$$

где $S_2 = \{ [1 + 8,4 \cdot v(\frac{Y}{X})^2] \cdot [1 + 28,2 \cdot v^2(\frac{Y}{X})^4] \}^{-1}$.

4.2. Программа расчета рассеивания вредных выбросов в атмосферу

Программа составлена на языке *Бейсик*. В качестве исходных данных вводятся (в скобках даны значения для контрольного примера):

- высота источника выброса над уровнем земли $H(80)$, м;
- диаметр устья источника выброса $D(6,4)$, м;
- температура выброса на уровне устья $t_r(100)$, °C;
- средняя температура атмосферного воздуха в наиболее жаркий месяц в данном районе $t_g(30)$, °C;
- концентрация вредного вещества в выбросе $Z_o(100)$, мг/м³;
- объем выброса $V_I(198800)$, м³/ч;
- коэффициент температурной стратификации атмосферы $A(160)$, (с^{2/3}мг.град^{1/3})/год;
- коэффициент эффективности очистки выброса от вредных веществ $\eta(75)$, %;
- расстояние от источника выброса по оси факела $X(i)(1000, 3000, 5000, 10000, 15000)$, м;
- признак вида вредного выброса $E(0)$; $E=0$ для пыли, $E=1$ для аэрозоля;
- скорость ветра $v(j)(1, 2, 4, 6)$, м/с;

Результаты расчета контрольного примера приведены ниже.

1. Промежуточные данные расчетов: $F = 2,5$; $V_I = 333$ м³/с; $\omega_0 = 10,356$ м/с; $M = 33,3$ г/с.

2. Определяющие параметры (в скобках даны идентификаторы машинных переменных)

Расстояние по оси факела X_m , м (XQ)	Максимальная приземная концентрация C_m , г/м ³ (CQ)	Опасная скорость ветра v_m , м/с (vQ)
768,68	0,073	4,94

3. Максимальная приземная концентрация выброса на оси факела

<i>Заданная скорость ветра v, м/с (vG)</i>	<i>Расстояние по оси факела X_{tv}, м (XQ)</i>	<i>Приземная концентрация C_{tv}, мг/м³ (CG)</i>
1	2306,6	0,014
2	1255,9	0,033
4	770,5	0,068
6	821,1	0,072

В лабораторной работе студентам могут быть предложены следующие задачи (в зависимости от объема лабораторного практикума):

1. Оценка влияния скорости ветра на концентрацию примесей в приземном слое и определение опасной скорости ветра при заданных метеорологических условиях.

2. Расчет поля концентрации примесей в приземном слое и построение изолиний с привязкой к топографической карте селитебной зоны.

3. Расчет норматива предельного допустимого выброса вредных веществ.

2. Приземная концентрация выброса по нормали к оси факела

<i>Расстояние по оси X, м</i>	<i>Расстояние по нормали к оси факела выброса Y, м</i>	<i>Приземная концентрация C_y^*, мг/м³</i>
1000	0	(0,0683)
	100	0,06283
	200	0,04891
	300	0,03166
3000	0	(0,02796)
	100	0,02770
	200	0,02694
	300	0,02572
5000	0	(0,01282)
	100	0,01278
	200	0,01265
	300	0,01244
10000	0	(0,00236)
	100	0,00235
	200	0,00235
	300	0,00235
15000	0	(0,00107)
	100	0,00107
	200	0,00107
	300	0,00107

* - приведенные в скобках значения концентрации соответствуют оси факела

5. Лабораторная работа № 5

Расчет аспирационной системы для отвода аэрозолей из воздуха рабочей зоны

В современных промышленных установках в результате проведения технологических операций происходит образование аэрозольных выбросов, содержащих загрязнения различного фазового состава. Это относится к установкам по переработке и транспорту сыпучих материалов, оборудованию плавильных, термических цехов, травильных отделений, сварочных постов и т.д. Во многих случаях наряду с образованием аэрозольных загрязнений имеют место существенные тепловыделения.

Для локализации и эвакуации образующихся загрязнений от источника с целью последующей очистки от вредных веществ применяются аспирационные системы. Основными элементами таких систем являются устройства местных отсосов от источника образования выбросов вредных веществ. К ним относятся вытяжные зонты, кабинные укрытия, напыльники и встроенные местные отсосы. Эти устройства за счет создаваемого разрежения во всасывающей патрубке или у вытяжного отверстия обеспечивают образование всасывающего факела. В такой факел вовлекаются как образующийся у источника загрязнения аэрозоль, так и часть воздуха, подсасываемого из окружающей среды. Поскольку аэрозоль и подсасываемый в него воздух двигаются к вытяжному устройству со всех сторон, то зона активного действия всасывающего факела резко сокращается. Отверстие вытяжного устройства располагается на некотором удалении от источника образования аэрозоля и может иметь форму щели, овала, круга. Отношение расстояния от всасывающего отверстия до источника газовой выделений к определяющему размеру этого отверстия (ширина щели, диаметр отверстия) называют калибром. Скорости газов во всасывающем факеле на удалении один - два калибра и более подчиняются зависимостям для точечных стоков на плоскости или в пространстве. Течение аэрозоля у всасывающего отверстия стеснено стенками вытяжного устройства. По своему характеру оно является потенциальным, а влияние вязкости проявляется в тонком пограничном слое вблизи стенок, где происходит быстрое снижение скорости потока до нуля. Для создания аспирационных устройств, обеспечивающих эффективный отвод аэрозольных загрязнений от источника их образования, необходимо прежде всего рассчитать требуемое количество отводимого газа и подсасываемого воздуха, рациональные скорости потока у всасывающего отверстия. На основании этого можно определить конструктивные параметры местного отсоса.

5.1. Основы расчета всасывающих факелов

Отвод аэрозоля от источника его образования при установке укрытия обычно проводится через отверстие (прямоугольное, овальное, круглое) в плоской стенке.

При использовании вытяжных зонтов или местных отсосов отвод аэрозоля осуществляется через патрубки (плоские или круглые).

В связи с этим представляет интерес определение скорости потока на оси всасывающего факела для вышеуказанных случаев.

5.1.1. Скорость на оси факела у отверстия в плоской стенке

Рассмотрим прямоугольное отверстие (рис. 5.1), имеющее длину $2a$ и ширину $2b$ с началом координат в центре. Ось факела совпадает с осью Z . Выделим на расстоянии X и Y от центра отверстия элементарное отверстие площадью $dxdy$. Объемный расход газа через него:

$$dL = v_o dxdy,$$

где v_o – скорость газа в элементарном отверстии.

Рассматривая элементарное отверстие как точечный сток в полупространстве, мы можем определить скорость, которую сток обеспечивает в точке A на оси факела: $dv = dL/2\pi S^2 = v_o dxdy/2\pi S^2$, где S – расстояние от элементарного отверстия до точки A .

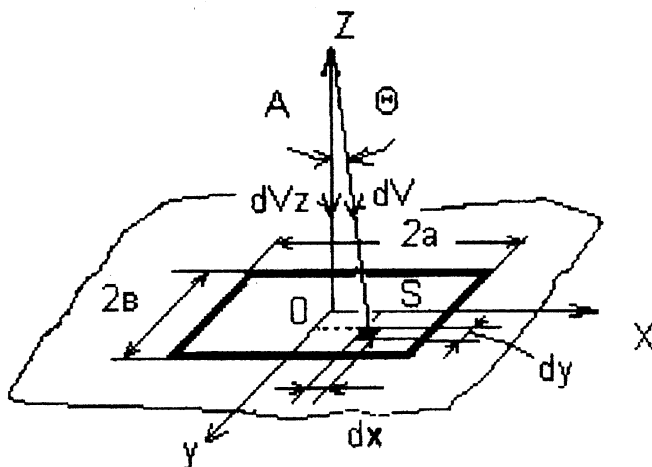


Рис. 5.1. Прямоугольное отверстие в плоской стенке

Проекция этой скорости на ось факела

$$dv_z = dv \cos\Theta = v_o dxdy \cos\Theta / 2\pi S^2.$$

Поскольку $S = \sqrt{x^2 + y^2 + z^2}$ и $\cos\Theta = Z/S = Z/\sqrt{x^2 + y^2 + z^2}$,

$$\text{то } dv_z = v_o Z dxdy / [2\pi(x^2 + y^2 + z^2)^{3/2}].$$

В таком случае скорость факела на оси факела

$$v_z = 4 \int_0^a \int_0^b v_o Z dxdy / [2\pi(x^2 + y^2 + z^2)^{3/2}].$$

Полагая $v_o = v_{cp} = L/4ab$ и дважды интегрируя, получим

$$\bar{v}_z = \frac{2}{\pi} \operatorname{arcctg} \bar{Z} \sqrt{1 + (1 + \bar{Z}^2) \cdot v^2 / a^2}, \quad (5.1)$$

где $\bar{v}_z = v_z / v_0 = v_z 4ab / L$.

В частном случае для квадратного отверстия ($a = b$) зависимость (5.1) упрощается до вида

$$\bar{v}_z = \frac{2}{\pi} \operatorname{arcctg} \bar{Z} \sqrt{2 + \bar{Z}^2}, \quad (5.2)$$

а для бесконечно длинной щели ($a \rightarrow \infty$) получим

$$\bar{v}_z = \frac{2}{\pi} \operatorname{arcctg} \bar{Z} \quad (5.3)$$

Рассмотрим течение факела через круглое отверстие с радиусом R (рис. 5.2)

Выделим на расстоянии p от центра отверстия элементарное отверстие площадью $p d\varphi dp$. Объемный расход газа через это отверстие $dL = v_0 p d\varphi dp$. Скорость газа в точке A , называемой элементарным точечным отверстием,

$$dv = dL / 2\pi S^2 = v_0 p d\varphi dp / 2\pi S^2,$$

где S – расстояние от элементарного отверстия до точки A . Проекция этой скорости на ось факела: $dv_z = v_0 p d\varphi dp \cos \Theta / 2\pi S^2$. Подставляя в это выражение

$S = \sqrt{p^2 + Z^2}$ и $\cos \Theta = Z / S = Z / \sqrt{p^2 + Z^2}$, получим

$$dv_z = v_0 p d\varphi dp \cos \Theta / [2\pi (p^2 + Z^2)^{3/2}].$$

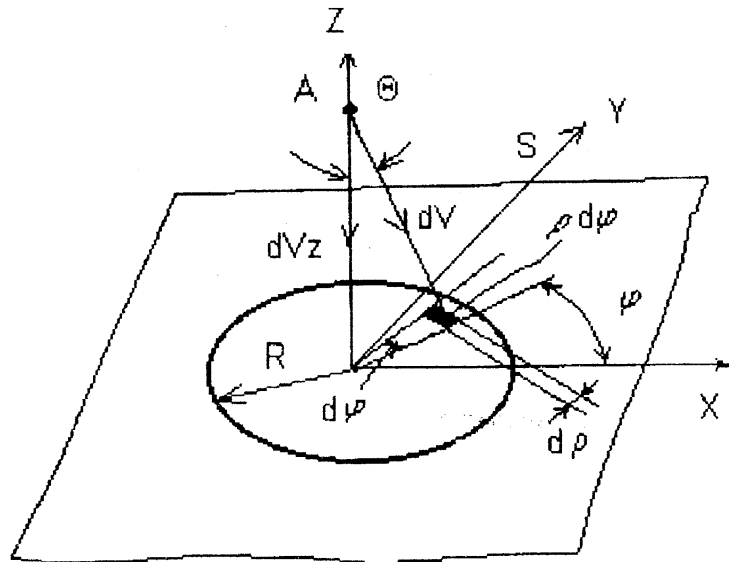


Рис. 5.2. Круглое отверстие в плоской стенке

В таком случае скорость газа на оси факела

$$v_z = \int_0^{2\pi R} \int_0^{2\pi R} v_0 Z \cdot p \cdot d\varphi \cdot dp / [2\pi (p^2 + Z^2)^{3/2}]$$

Полагая $v_0 = v_{cp} = L / \pi R^2$ и дважды интегрируя, получим $\bar{v}_z = 1 - \bar{Z} \sqrt{1 + \bar{Z}^2}$, где

$$\bar{v}_z = v_z / v_o; \bar{Z} = Z / R \quad (5.4)$$

Рассмотрим теперь эллиптическое отверстие, имеющее большую ось $2a$ и малую ось $2b$ (рис. 5.3)

Выделим на расстоянии p от центра эллипса элементарное отверстие площадью $pdpd\varphi$. Объемный расход через это отверстие

$$dL = v_o p d\varphi dp.$$

Скорость газа в точке A : $dv = dL / 2\pi S^2 = v_o p d\varphi dp / 2\pi S^2$, а проекция этой скорости на ось Z : $dv_z = v_o p d\varphi dp \cos\Theta / 2\pi S^2$.

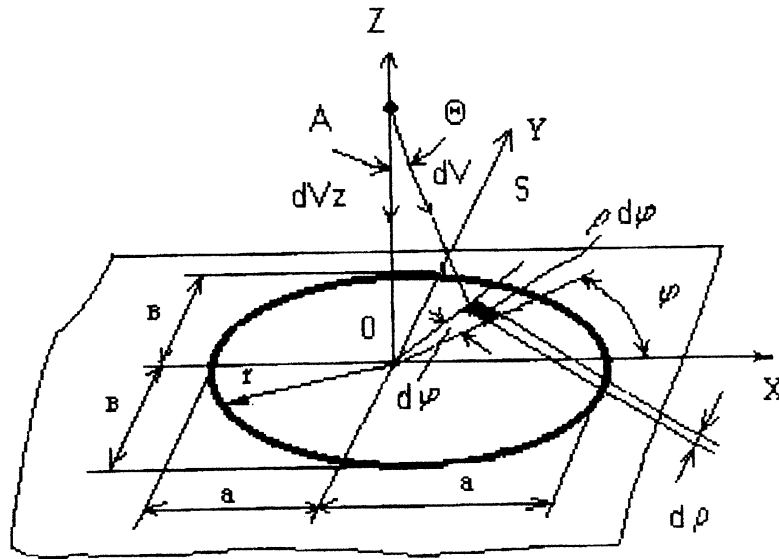


Рис. 5.3. Эллиптическое отверстие в плоской стенке

С учетом $S = \sqrt{p^2 + Z^2}$ и $\cos\Theta = Z/S = Z / \sqrt{p^2 + Z^2}$ данное выражение примет вид:

$$dv_z = v_o p Z d\varphi dp / 2\pi (p^2 + Z^2)^{3/2}.$$

Тогда скорость газа на оси факела

$$v_z = \int_0^{\pi/2} \int_0^r v_o Z \cdot p \cdot d\varphi \cdot dp / [2\pi (p^2 + z^2)^{3/2}] \quad (5.5)$$

где r – расстояние от начала координат до любой точки, лежащей на эллипсе.

Для определения r используем уравнение эллипса $x^2/a^2 + y^2/b^2 = 1$, где x и y – координаты точки, лежащей на эллипсе. Используя формулу перехода от цилиндрических координат к прямоугольным $x = r \cos\varphi$ и $y = r \sin\varphi$, представим уравнение эллипса в виде

$$r^2 \cos^2\varphi / a^2 + r^2 \sin^2\varphi / b^2 = 1 \text{ и тогда } r = \sqrt{a^2 b^2 / (a^2 \sin^2\varphi + b^2 \cos^2\varphi)}.$$

С учетом этого выражения, полагая $v_o = v_{cp} = L / (\pi ab)$ и интегрируя (5.5) по координате p , получим

$$v_z = (v_o Z / \pi) \int_0^{\pi/2} (2/Z - 2 / \sqrt{a^2 b^2 / (a^2 \sin^2\varphi + b^2 \cos^2\varphi)}) d\varphi.$$

Интегрируя теперь по y , будем иметь

$$v_z = (1 - 2/\pi) \int_0^{\pi/2} \sqrt{(a^2 \sin^2 \varphi + b^2 \cos^2 \varphi) / (a^2 \sin^2 \varphi + b^2 \cos^2 \varphi + a^2 b^2 / Z^2)} d\varphi.$$

Преобразуя подкоренное выражение с учетом $\bar{a} = a/b$ и $\bar{Z} = Z/a$, получим $(a^2 \sin^2 \varphi + b^2 \cos^2 \varphi) / (a^2 \sin^2 \varphi + b^2 \cos^2 \varphi + a^2 b^2 / Z^2) =$

$$= \left[1 + (\bar{a}^2 - 1) \sin^2 \varphi \right] / \left[1 + (\bar{a}^2 - 1) \sin^2 \varphi + 1/\bar{Z}^2 \right] d\varphi.$$

С учетом такого преобразования приходим к уравнению для расчета скорости газа на оси факела при $\bar{v}_z = v_z / v_0$

$$\bar{v}_z = 1 - (2/\pi) \int_0^{\pi/2} \sqrt{\left[1 + (\bar{a}^2 - 1) \sin^2 \varphi \right] / \left[1 + (\bar{a}^2 - 1) \sin^2 \varphi + 1/\bar{Z}^2 \right]} d\varphi. \quad (5.6)$$

Вычисление интеграла в (5.6) следует производить приближенным методом (например, с использованием стандартных компьютерных программ реализации методов численного анализа). Результаты расчетов приведены на рис. 5.4.

Обобщим в табл. 5.1 полученные результаты для расчета скорости газа на оси всасывающего факела у отверстия в плоской системе ($\bar{v}_z = v_z / v_0$).

Таблица 5.1

**Формулы для расчета скорости аэрозолей
на оси отверстий в плоской стенке**

Форма отверстия	Выражение для расчета \bar{v}_z
Прямоугольное отверстие $2a > 2b$	$\bar{v}_z = \frac{2}{\pi} \operatorname{arcctg} \bar{Z} \sqrt{1 + \left(1 + \bar{Z}^2\right) \cdot b^2 / a^2}, \bar{Z} = Z/b, v_0 = L/4ab$
Квадратное отверстие $a = b$	$\bar{v}_z = \frac{2}{\pi} \operatorname{arcctg} \bar{Z} \sqrt{2 + \bar{Z}^2}, \bar{Z} = Z/b, v_0 = L/4ab$
Щелевое отверстие $a \rightarrow \infty$	$\bar{v}_z = \frac{2}{\pi} \operatorname{arcctg} \bar{Z}, \bar{Z} = Z/b, v_0 = L/4ab$
Круглое отверстие с радиусом R	$\bar{v}_z = 1 - \bar{Z} \sqrt{1 + \bar{Z}^2}, \bar{Z} = Z/b, v_0 = L/4\pi R^2$
Эллиптическое отверстие с осями $2a$ и $2b$	$\bar{v}_z = 1 - (2/\pi) \int_0^{\pi/2} \sqrt{\left[1 + (\bar{a}^2 - 1) \sin^2 \varphi \right] / \left[1 + (\bar{a}^2 - 1) \sin^2 \varphi + 1/\bar{Z}^2 \right]} d\varphi$

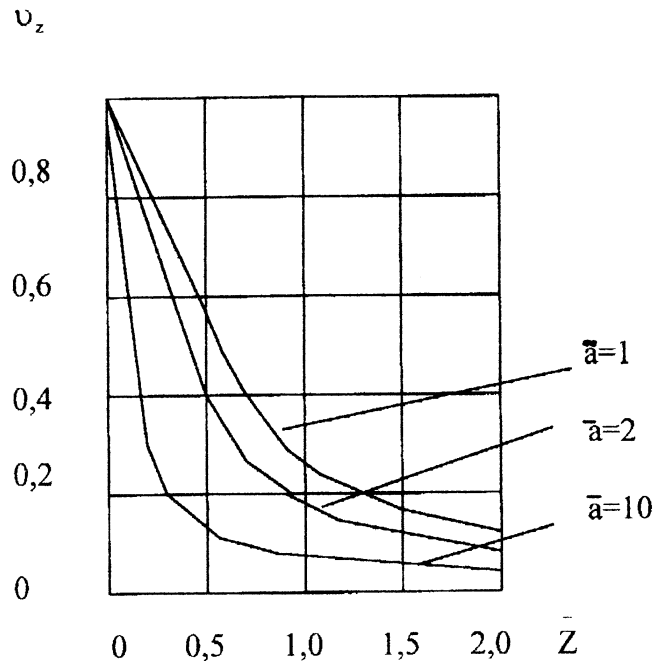


Рис. 5.4. Скорость на оси всасывающего факела у эллиптического отверстия с длинами большой ($2a$) и малой ($2b$) осей

$$\bar{a} = a/b, \quad \bar{v}_z = v_z/v_0, \quad \bar{Z} = Z/a$$

Использование формул, приводимых в табл. 5.1, составляет основу для расчета аспирации аэрозолей из укрытий над источниками образования аэрозолей.

5.2. Скорость на оси факела у всасывающих патрубков

Рассмотрим плоский патрубок, у которого щель образуется двумя параллельными стенками и имеет ширину $2b$ и бесконечную длину (рис. 5.5а). На входе в щель поток аэрозоля сжимается, приобретая скорость v_0 .

Рассмотрим изменение скорости на оси факела. Поскольку течение аэрозоля плоское, то можно воспользоваться методом конформного отображения. Для этого отобразим область искомого течения на плоскости Z на верхнюю полуплоскость u с течением, обусловленным точечным источником (рис. 5.5б).

Проекция скорости искомого течения на оси координат

$$v_x = v \cos\Theta, \quad v_y = v \sin\Theta,$$

где v – скорость во всасывающем патрубке;

Θ – угол между вектором скорости и осью X .

Исходя из метода конформного отображения связь между скоростями v_0 и v имеет вид:

$$v = v_0 \exp(-v),$$

где v – переменная величина. Тогда проекции скорости v на соответствующие оси: $v_x = v_0 \exp(-v) \cos\Theta$; $v_y = v_0 \exp(-v) \sin\Theta$.

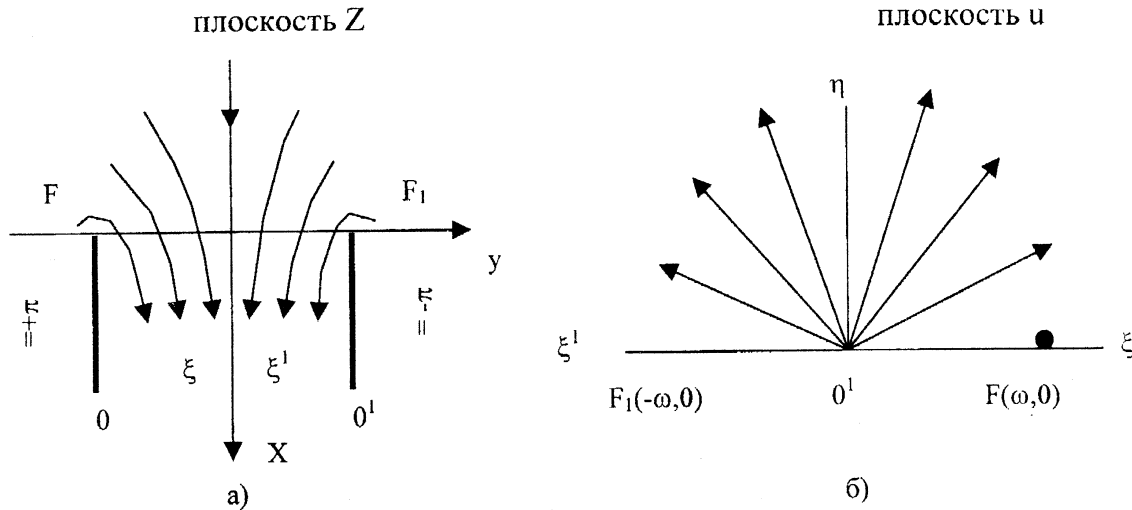


Рис.5.5. Плоский всасывающий патрубок и его отображение
Комплексную координату будем искать в виде

$$dZ = \frac{dZ}{d\omega} d\omega,$$

где $Z = X + iY$; ω – комплексный потенциал; $i = \sqrt{-1}$.

$$\text{Величина } \frac{dZ}{d\omega} = \frac{1}{v_x - iv_y} = \frac{1}{v_o \exp(-v)(\cos \Theta - i \sin \Theta)} = \frac{1}{v_o} \exp(v + i\Theta).$$

Комплексный потенциал точечного источника на полуплоскости u

$$\omega = \frac{L}{\pi} \ln u,$$

где L – объемный расход аэрозоля; $u = \xi + i\eta$, тогда

$$d\omega = \frac{L}{\pi} \cdot \frac{du}{u}.$$

Отображающей функцией является $v + i\Theta = 2i \cdot \arcsin \frac{\omega}{u}$, где ω – абсцисса на плоскости u , соответствующая краю щели.

$$\text{Отсюда } u = \frac{\omega i}{\operatorname{sh} \frac{1}{2}(v + i\Theta)}; \quad du = \frac{\omega \cdot i \cdot \operatorname{ch} \frac{1}{2}(v + i\Theta) d \cdot [\frac{1}{2}(v + i\Theta)]}{\operatorname{sh}^2 \frac{1}{2}(v + i\Theta)}.$$

$$\text{В таком случае } d\omega = -\frac{L}{\pi} \operatorname{cth}[\frac{1}{2}(v + i\Theta) d \frac{1}{2}(v + i\Theta)].$$

Подставляя в зависимость для комплексной координаты dZ величины $dZ/d\omega$, $d\omega$ и $L = 2\varepsilon v_o$ (ε – коэффициент сжатия потока в щели), получим

$$\begin{aligned} dZ &= -\frac{2\varepsilon \cdot v}{\pi} \exp(v + i\Theta) \operatorname{cth}[\frac{1}{2}(v + i\Theta) d \frac{1}{2}(v + i\Theta)] = \\ &= -\frac{2\varepsilon \cdot v}{\pi} \{1 + \exp(v + i\Theta) + \operatorname{cth}[\frac{1}{2}(v + i\Theta) d \frac{1}{2}(v + i\Theta)]\} d \frac{1}{2}(v + i\Theta). \end{aligned}$$

После интегрирования получим уравнение

$$Z = x + iy = -\frac{2\varepsilon \cdot B}{\pi} \left[\frac{1}{2}(v + i\Theta) \right] + \frac{1}{2} \exp(v + i\Theta) + \ln \operatorname{sh} \frac{1}{2}(v + i\Theta) + c.$$

Постоянную интегрирования (c) находим из условия, что в точках F и F_1 (рис. 5.5б) величины $x = 0$; $y = \pm \varepsilon$, $v = 0$ и $\Theta = \pm \pi$. После подстановки в уравнение, учитывая, что $\exp(\pm \pi i) = -1$, получим

$$c = \frac{\varepsilon \cdot B}{\pi} \left(-1 \pm 2\pi i \pm \frac{\pi}{\varepsilon} i \right).$$

Поскольку постоянная интегрирования не может иметь два различных значения, то $c = \frac{\varepsilon \cdot B}{\pi} \pm 2\pi i \pm \frac{\pi}{\varepsilon} i = 0$. Из последнего равенства имеем $\varepsilon = l/2$.

После подстановки в уравнение для комплексной координаты значений c и ε получим

$$Z = x + iy = -\frac{B}{2\pi} \left[1 + v + i\Theta + \exp(v + i\Theta) + 2 \ln \operatorname{sh} \frac{1}{2}(v + i\Theta) \right].$$

Выделяя действительную часть, имеем

$$x = -\frac{B}{2\pi} \left[1 + v + \exp v \cdot \cos \Theta + 2 \ln \sqrt{\operatorname{sh}^2 \frac{v}{2} + \sin^2 \frac{\Theta}{2}} \right].$$

Поскольку для оси факела $\Theta = 0$, то

$$v_x = v_o \exp(-v); \quad x = -\frac{B}{2\pi} \left(1 + v + \exp v + 2 \ln \operatorname{sh} \frac{v}{2} \right).$$

Заменяя $v_o = v_{cp}/\varepsilon = 2v_{cp}$ (v_{cp} - средняя скорость в щели) и вводя безразмерные величины $\bar{v}_x = v_x / v_{cp}$ и $\bar{x} = x / B$, получим

$$\bar{v}_x = 2 \exp(-v);$$

$$\bar{x} = -\frac{1}{\pi} \left(1 + v + \exp v + 2 \ln \operatorname{sh} \frac{v}{2} \right).$$

Решая эти уравнения совместно и пренебрегая знаком «-» в выражении для \bar{x} , получим формулу для скорости в виде обратной функции

$$\bar{x} = \frac{1}{\pi} \left[\frac{1}{2} + \frac{1}{\bar{v}_x} + \ln \left(\frac{1}{\bar{v}_x} - \frac{1}{2} \right) \right], \quad (5.7)$$

или $\bar{Z} = \frac{1}{\pi} \left[\frac{1}{2} + \frac{1}{\bar{v}_Z} + \ln \left(\frac{1}{\bar{v}_Z} - \frac{1}{2} \right) \right].$

График решения по уравнению (5.7) приводится на рис. 5.6.

Выражение (5.7) является основой для расчетов аспирационных систем от источников с большой протяженностью и относительно малой шириной (например, для бортовых отсосов из ванн травления изделий из сплавов).

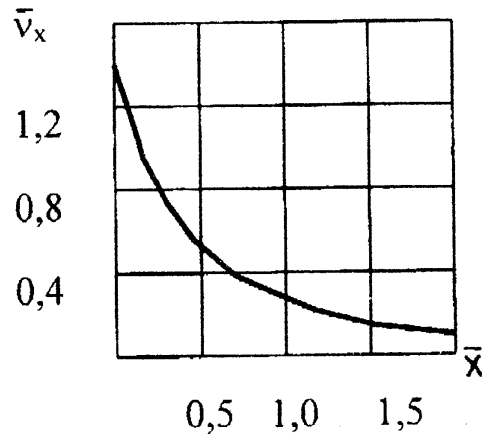


Рис. 5.6. Скорость на оси факела у плоского всасывающего патрубка
($\bar{v}_x = v_x / v_{cp}$ и $\bar{x} = x / B$)

Рассмотрим теперь патрубок круглого сечения полубесконечной длины, имеющей радиус R (рис. 5.7)

Начало цилиндрических координат на входе в центре патрубка, ось p расположим в плоскости всасывающего отверстия, а ось Z направим по оси факела. Установим изменения скорости на оси факела.

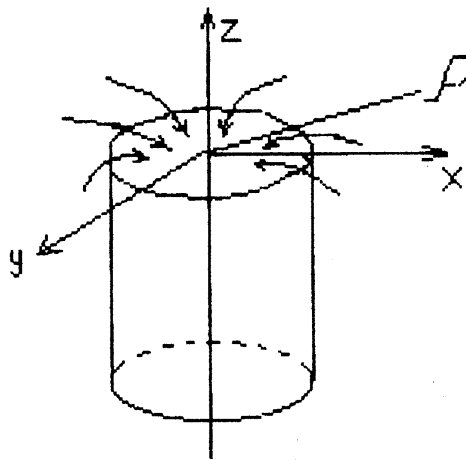


Рис. 5.7. Цилиндрический всасывающий патрубок

Для этого воспользуемся методом аналогии физических процессов. Существует аналогия между магнитным полем, создаваемым положительным электрическим током, и потенциальным течением газа. Это проявляется прежде всего в одинаковой форме зависимостей переменных, в частности магнитной индукции и скорости потока. В основу метода аналогий положен закон *Био-Савара-Лапласа*, который устанавливает величину и направление вектора магнитной индукции (B) в произвольной точке магнитного поля (рис. 5.8):

$$dB = \mu i \sin \alpha \, dl / 4\pi r^2,$$

где μ — магнитная проницаемость среды; i — сила тока; dl — элемент проводника, совпадающий с направлением тока; r — радиус-вектор,

проведенный из элемента проводника в рассматриваемую точку A; α – угол между векторами dl и r .

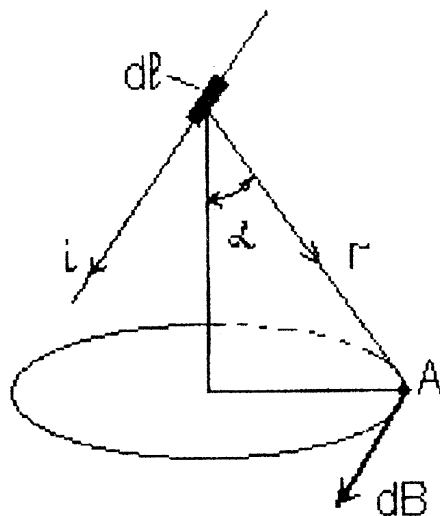


Рис. 5.8. К закону Био-Савара-Лапласа

Вектор магнитной индукции (B) перпендикулярен плоскости, в которой лежат векторы dl и r , и направлен так, чтобы из его конца кратчайшее вращение вектора dl до совмещения с вектором r происходило бы против часовой стрелки. Если применить этот закон к круговому витку радиусом R (рис.5.9) и рассматривать магнитную индукцию в точке на оси витка, то $\alpha = 90^\circ$ и $dl = R d\varphi$, и поэтому $dB = \mu i R d\varphi / 4\pi r^2$. Тогда проекция dB на ось кругового витка будет $dB_z = dB \sin \beta = (R/r)dB$. Отсюда получим

$$dB_z = \mu i R^2 d\varphi / 4\pi r^3.$$

Так как $r = \sqrt{R^2 + h^2}$, то $dB_z = \mu i R^2 d\varphi / 4\pi (R^2 + h^2)^{3/2}$.

Интегрируя полученное выражение от 0 до 2π , получим формулу для расчета $B_z = \mu i R^2 / 2 (R^2 + h^2)^{3/2}$.

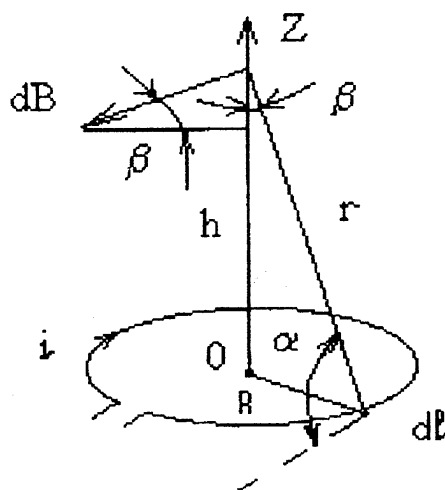


Рис. 5.9. Магнитная индукция в круговом витке

Рассмотрим теперь полубесконечный соленоид радиусом R (Рис. 5.10.)

Выделим в нем элемент dZ . Тогда, если число витков соленоида, приходящихся на единицу высоты, составляет n , то число витков в элементе высотой dZ составляет ndZ .

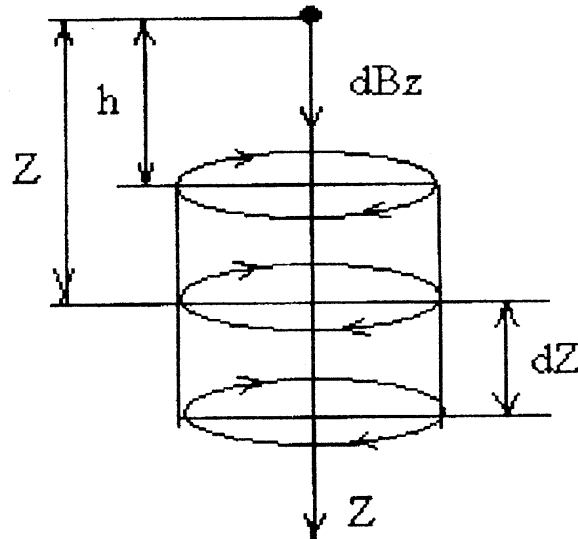


Рис. 5.10. Магнитная индукция в соленоиде

Используя уравнение, полученное для магнитной индукции кругового витка (B_z), можно записать для полубесконечного соленоида

$$B_h = \frac{\mu \cdot n \cdot i}{2} \int_h^\infty \frac{R^2 dZ}{(R^2 + Z^2)^{3/2}} = \frac{\mu \cdot n \cdot i}{2} \left[1 - \frac{h}{\sqrt{R^2 + h^2}} \right].$$

При $h = -\infty$ получаем $B_{-\infty} = \mu ni$. Известно, что в глубине соленоида магнитное поле равномерно по всему поперечному сечению, поэтому $B_{-\infty}$ является индукцией не только на оси соленоида, но и средней индукцией B_{cp} . Но средняя индукция в соленоиде постоянна в любом его сечении и является таковой на входе в него. После подстановки $B_{cp} = \mu ni$ в зависимость B_h , получим

$$B_h = \frac{1}{2} B_{cp} \left(1 - \frac{h}{\sqrt{R^2 + h^2}} \right).$$

Учитывая аналогию между магнитной индукцией и скоростью потока заменим в полученной формуле B_h на v_z , B_{cp} на v_{cp} , h на Z . Тогда окончательно получим формулу для расчета скорости на оси патрубка круглого сечения

$$\bar{v}_z = (1 - \bar{Z} / \sqrt{1 + \bar{Z}^2}) / 2, \text{ где } \bar{v}_z = v_z / v_{cp}, \bar{Z} = Z / R.$$

Разрешая полученное выражение относительно Z , получим

$$\bar{Z} = (1 - 2\bar{v}_z) / \sqrt{1 - (1 - 2\bar{v}_z)^2}. \quad (5.8)$$

Сравнивая уравнения (5.4) и (5.8) можно заключить, что скорость на оси факела у круглого отверстия соотносится с таковой на оси патрубка круглого сечения как 2:1.

Нетрудно показать, что для патрубка прямоугольного сечения со сторонами $2a$ и $2b$ выражение для скорости аэрозоля на его оси будет согласно (5.1) иметь вид:

$$\bar{v}_z = \frac{1}{\pi} \operatorname{arccctg} \bar{Z} \sqrt{1 + (1 + \bar{Z}^2) b^2 / a^2}, \text{ где } \bar{v}_z = v_z / v_{cp}; \bar{Z} = Z / b. \quad (5.9)$$

Для патрубка квадратного сечения ($a = b$):

$$\bar{v}_z = \frac{1}{\pi} \operatorname{arccctg} \bar{Z} \sqrt{2 + \bar{Z}^2}. \quad (5.10)$$

Сведем полученные расчетные формулы в табл. 5.2. Использование приведенных формул позволит выполнять расчеты аспирационных систем, таких как зонты, газоотводящие патрубки, коллекторы сбросного газа и др.

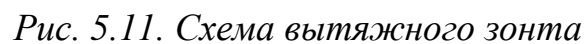
Таблица 5.2.

Формулы для расчета скорости аэрозоля на оси всасывающего патрубка ($\bar{v}_z = v_z / v_{cp}$)

Форма патрубка	Расчетная формула
Плоский всасывающий патрубок шириной $2b$ и бесконечной длиной ($a \rightarrow \infty$)	$\bar{x} = \frac{1}{\pi} \left[\frac{1}{2} + \frac{1}{v_x} + \ln \left(\frac{1}{v_x} - \frac{1}{2} \right) \right], \bar{Z} = Z / b$
Прямоугольный всасывающий патрубок со сторонами $2a$ и $2b$	$\bar{v}_z = \frac{1}{\pi} \operatorname{arccctg} \bar{Z} \sqrt{1 + (1 + \bar{Z}^2) b^2 / a^2}, \bar{Z} = Z / b$
Квадратный всасывающий патрубок со стороной $2b$	$\bar{v}_z = \frac{1}{\pi} \operatorname{arccctg} \bar{Z} \sqrt{2 + \bar{Z}^2}, \bar{Z} = Z / b$
Круглый всасывающий патрубок радиусом R	$\bar{Z} = (1 - 2\bar{v}_z) / \sqrt{1 - (1 - 2\bar{v}_z)^2}, \bar{Z} = Z / R$

5.2. Методика расчета вытяжных зонтов

На многих участках производства имеются источники локального образования аэрозолей, для удаления которых из воздуха рабочей зоны используются местные отсосы-зонты. Упрощенно зонт представляет собой конструкцию, состоящую из конфузора круглого, прямоугольного или квадратного сечения, соединяемого с вытяжным газопроводом (обычно круглого или квадратного сечения). Основными конструктивными характеристиками конфузора являются угол раскрытия (α), высота (h_3), габаритные размеры входного (F_3) и выходного (F_n) сечений (рис. 5.11).



В *зоне I* (пограничная) происходит подсос воздуха из окружающей среды к источнику газовыделений.

Зона III – основной участок. Поле скоростей в поперечном сечении струи симметрично и имеет максимум скорости на ее оси. По мере удаления от источника кинетическая энергия струи изменяется за счет работы по

подсосу воздуха и преодолению силы сопротивления среды и силы тяжести, поэтому после формирования «шейки» начинается растекание струи в факел выброса. С точки зрения отвода аэрозоля из воздуха рабочей зоны наибольший интерес представляет начало разгонного участка. Отметим, что расположение плоского источника на поверхности рабочей площадки или размещение его на $\pm 0,2D_u$ от поверхности не изменяет характера формирования конвективной струи.

Экспериментально установлено, что увеличение площади рабочего сечения зонта (F_z) не всегда повышает эффективность отвода аэрозолей, так как скорость всасываемого газа в этом сечении уменьшается. Так, при значительном удалении рабочего сечения вытяжного зонта от источника ($> 0,8 D_u$) даже при увеличении расхода удаляемого аэрозоля эффективность зонта снижается из-за значительного роста объемов воздуха, подсасываемого во всасывающий факел. Для эффективно работающего зонта характерно полное удаление образующихся аэрозолей при рациональной краткости их разбавления воздухом рабочей зоны $n = W_b/W_a$ (W_a – расход аэрозоля, $м^3/с$; W_b – расход воздуха на разбавление аэрозоля, $м^3/с$). Количество воздуха, которое необходимо удалять во всасывающий факел, зависит от состояния воздуха на рабочей площадке (естественная или вынужденная конвекция), влияющего на равномерность отвода аэрозолей. Величина кратности разбавления устанавливается экспериментально для различных объектов - источников образования аэрозолей. Вместе с этим существенную роль в эффективном отводе аэрозолей играет скорость газа в патрубке вытяжного зонта, поскольку она должна обеспечить не только отвод газа на очистку, но и достаточно симметричное поле, т.е. равномерный спектр всасывания. Исходя из вышеизложенного, рассмотрим последовательность расчета вытяжного зонта, используя обозначения *рис. 5.11* и *рис. 5.12*.

Пусть имеется плоский источник образования аэрозоля площадью F_u , $м^2$, а объемный расход аэрозоля W_u , $м^3/с$. Средняя скорость выделения аэрозоля составляет $v_{cp,u} = W_u/F_u$, $м/с$.

Пусть из рекомендаций для данного источника известны кратность разбавления аэрозоля воздухом n и средняя скорость газа во входном сечении патрубка зонта $v_{cp} = v_{cp}(Z=0)$.

При оптимальных условиях отвода газа в количестве $L = W_a + nW_u = W_a(l + n)$, $м^3/с$, можно определить площадь входного сечения патрубка зонта, т.е. $F_n = L/v_{cp}$. Тогда в зависимости от формы выбираемого патрубка определяются его размеры: для круглого патрубка $R_n = \sqrt{F_n/\pi}$; квадратного патрубка со стороной ($2a$): $(2a) = \sqrt{F_n}$; для прямоугольного патрубка со сторонами $2a$ и $2b$ ($\kappa = a/b = A_u/B_u$, где A_u и B_u длина и ширина источника аэрозоля): $2a = \sqrt{F_n \cdot \kappa}$; $b = a/\kappa$.

Поскольку эпюра скоростей газа в поперечном сечении при равномерном спектре всасывания имеет параболический характер, то скорость на оси факела газа у источника образования аэрозоля ($Z=H$) должна быть близка к $V_{z,u} = 1,5 v_{cp,u}$, м/с. Тогда расстояние от источника до входа в патрубок зонта для отвода газа может быть вычислено по формуле табл. 5.2 в зависимости от формы патрубка, в результате чего определяются $H = Z R$, или $H = \bar{Z} \cdot v$.

Размеры и расположение вытяжного зонта определяются с учетом опытных данных. Наилучшие условия отвода газов обеспечиваются при расположении входного сечения конфузора на расстоянии от плоскости источника $h_k = C D_u$, где $C = 0,2 \dots 0,8$ (оптимальный коэффициент); D_u – эквивалентный диаметр источника. Тогда высота конфузора зонта $h_3 = H - h_k$. Диаметр входного сечения конфузора определяется из рекомендуемого практикой угла раскрытия зонта $\alpha = 45 - 60^\circ$.

Тогда радиус конфузора зонта круглого сечения будет

$$R_3 = R_n + h_3 \operatorname{tg}(\alpha/2).$$

Для зонтов с конфузором прямоугольного сечения, имеющего стороны A_3 и B_3 , их размеры определяют, исходя из геометрического подобия сторонам источника образования аэрозоля, т.е. $A_u/B_u = A_3/B_3 = K$. Тогда

$A_3 = [a + h_3 \operatorname{tg}(\alpha/2)]/2$; $B_3 = A_3/K$, причем угол α принимается наибольшим из рекомендуемого диапазона.

Приведем пример расчета вытяжного зонта с конфузором и патрубком круглого сечения

Плоский симметричный источник аэрозоля имеет активную площадь круглого отверстия $F_u = 2 \text{ м}^2$ и интенсивность газовыделений $W_a = 0,01 \text{ м}^3/\text{с}$. Кратность разбавления аэрозоля воздухом рабочей зоны $n = 9$. Нормативная средняя скорость отвода газа из патрубка зонта $V_{cp} = 15 \text{ м/с}$.

Угол раскрытия зонта $\alpha = 60^\circ$. Требуемое количество отводимого газа

$$L = W_a(1+n) = 0,01(1+9) = 0,1 \text{ м}^3/\text{с}.$$

Площадь входного сечения патрубка $F_n = L/v_{cp} = 0,1/15 = 0,00666 \text{ м}^2$, а его радиус $R_n = \sqrt{F_n/\pi} = 0,046 \text{ м}$, и $D_n = 2R_n = 0,092 \text{ м}$.

Средняя скорость аэрозоля у источника $v_{cp,u} = W_a/F_n = 0,01/2 = 0,005 \text{ м/с}$. Тогда скорость на оси источника $v_z = 1,5 v_{cp,u} = 1,5 \cdot 0,005 = 0,0075 \text{ м/с}$.

Относительная скорость на оси источника

$$\bar{v}_z = v_z/v_{cp} = 0,0075/15 = 0,0005 \text{ м/с}.$$

Тогда, согласно табл. 5.2, расстояние от источника аэрозоля до входного патрубка зонта составляет

$$\bar{Z} = (1 - 2\bar{v}_z) / \sqrt{1 - (1 - 2\bar{v}_z)^2} = (1 - 2 \cdot 0,0005) / \sqrt{1 - (1 - 2 \cdot 0,0005)^2} = 22,35.$$

Отсюда $H = \bar{Z} \cdot R_{II} = 22,35 \cdot 0,046 = 1,027 \text{ м} \approx 1 \text{ м}$.

Примем опытный коэффициент $C=0,2$. Тогда расстояние от плоскости источника до входного сечения конфузора $h_K = C \cdot D_u = 0,2 \cdot 1,595 = 0,319 \text{ м}$,

где $D_u = \sqrt{\frac{4 \cdot F_u}{\pi}} = 1,595 \text{ м}$.

Высота конфузора $h_3 = H - h_K = 1 - 0,319 = 0,681 \text{ м}$. Следовательно, при $\alpha = 60^\circ$ радиус зонта $R_3 = R_n + h_3 \operatorname{tg}(\alpha/2) = 0,046 + 0,681 \operatorname{tg} 30 = 0,439 \text{ м}$. В результате расчетов получена конструкция зонта, имеющего размеры: диаметр входного и выходного сечений конфузора $D_3 = 0,87 \text{ м}$, $D_n = 0,092 \text{ м}$; высота конфузора зонта $h_3 = 0,68 \text{ м}$. Расстояние зонта от плоскости источника $h_K = 0,32 \text{ м}$.

5.3. Методика расчета аспирационного укрытия

В ряде производств технологические объекты, являющиеся объемными источниками достаточно интенсивных загрязнений, располагают в специальных закрытых помещениях – укрытиях. Образующиеся технологические газы отводятся из укрытий через отверстия (в боковой стенке или в потолке помещений), соединяемые трактами с тягодутьевыми устройствами и установками очистки газов. Значительное число технологических объектов является источниками образования как тепловых, так и материальных загрязнений (пыли, вредные газовые или жидкофазные компоненты).

В связи с этим для расчета системы отвода газов следует сначала определить количество газовой смеси с учетом ряда физических и геометрических характеристик источника ее образования.

Рассмотрим движение газа в укрытии (рис. 5.13)

Источник с характерным размером отверстия для отвода газов D_3 , расположен в укрытии высотой H , шириной B и длиной E . Строительный объем укрытия $W = H \cdot B \cdot E$, м^3 .

В стене укрытия на высоте h от источника расположено отверстие патрубка для отвода газа, имеющего диаметр (эквивалентный размер) d .

Создание тяги для удаления газов из укрытия должно обеспечивать отвод такого количества газовой смеси, чтобы в укрытии было небольшое разрежение порядка $P_y = (0,1 - 4) \text{ Па}$.

Количество отводимого газа (смеси газа и воздуха) определяется по формуле, полученной опытным путем, $\text{м}^3/\text{с}$,

$$L_0 = (43h/D_3 + 65)Q^{1/3} + D_3^{1/3}k_v k_G, \quad (5.11)$$

где k_v – поправочный коэффициент, учитывающий подвижность воздуха в укрытии;

k_G – поправочный коэффициент, учитывающий наличие загрязнения в отводимом газе, и равный 1,2–1,4.

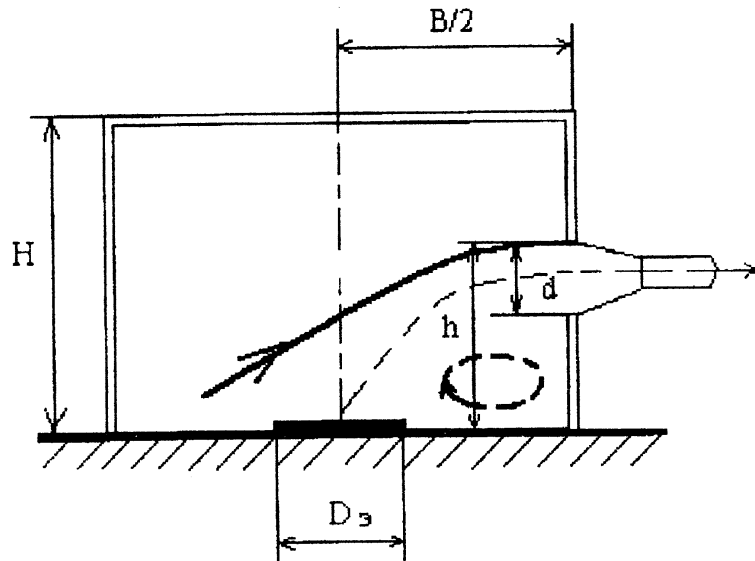


Рис. 5.13. Схема бокового отсоса газов из укрытия

Эквивалентный размер источника (D) определяется по его активной площади (площади выхода загрязненного газа), т.е. $D \approx 1,13 \sqrt{F_{\text{г}}}$, м.

Количество теплоты Q , Вт, определяется с учетом конвективных составляющих: горизонтальной $Q_{\text{г}}$ и вертикальной $Q_{\text{в}}$, т.е.

$$Q = Q_{\text{г}} + Q_{\text{в}} + Q_{\text{и}}.$$

При этом $Q_{\text{г}} = 1,51 F_{\text{а,г}} \Delta t^{4/3}$; $Q_{\text{в}} = 1,16 F_{\text{а,в}} \Delta t^{4/3}$, $Q_{\text{и}} = W_{\text{и}} C_{\text{и}} \Delta t_{\text{и}}$, где Δt – разность температур газа, выделяемого от источника, и воздуха в помещении;

$F_{\text{а,г}}$ и $F_{\text{а,в}}$ – активные теплоотдающие поверхности, соответственно горизонтальная и вертикальная, м^2 ,

$C_{\text{и}}$ – теплоемкость отводимого газа, $\text{кДж}/(\text{м}^3 \text{град})$;

$\Delta t_{\text{и}}$ – разность температур отводимого от источника газа и воздуха в помещении, $^{\circ}\text{C}$.

Поправочный коэффициент на подвижность воздуха в укрытии определяется по экспериментально полученной зависимости, т.е.

$$k_{\text{в}} = 1 + 1,3 (\Delta L / W)^{1,68},$$

где ΔL – разность между количеством поступающего в укрытие воздуха и количеством отводимого из укрытия газа, $\text{м}^3/\text{ч}$;

W – строительный объем укрытия, м^3 .

При $h = (0,2 - 0,8)D$ и рациональных условиях газообмена можно принимать $k_{\text{в}} = 1$.

Оптимальная высота расположения бокового отсоса над источником тепловыделений $h = 0,38(B/2)$, а определяющий размер патрубка (диаметр d – для круглого патрубка, или ширина отверстия $2b = d$ – для прямоугольного патрубка) должен находиться в пределах $d = (0,3 - 0,8) D$.

Рассмотрим пример расчета укрытия с всасывающим отверстием прямоугольного сечения, имеющим стороны 2а и 2в

Укрытие имеет размер: высота $H=4$ м, ширина $B=5$ м, длина $E=3$ м.

Источник тепловыделений имеет теплоотдающие поверхности с температурой $t_n = 60$ °С: горизонтальная $F_{a,r} = 0,6$ м², вертикальная $F_{a,e} = 1$ м². Аэрозоль выделяется из круглого отверстия в горизонтальной плоскости источника, имеющего диаметр $D=0,15$ м.

Количество выделяющегося аэрозоля $W_u = 0,01$ м³/с, температура $t_u = 200$ °С, теплоемкость $C_u = 0,93$ кДж/(м³град).

Воздух в помещении укрытия имеет плотность $\rho_e = 1,286$ кг/м³ и температуру $t_e = 20$ °С. По условиям эксплуатации укрытия установлена величина коэффициента местного сопротивления $\xi = 6,8$ (сумма коэффициентов местных сопротивлений участков входа, выхода из укрытия, укрытия).

Приведем порядок расчета

Количество теплоты, выделяющейся от источника тепловыделений:

- горизонтальная поверхность $Q_r = 1,51 F_{a,r} \Delta t^{1/3} = 1,51 \cdot 0,6 \cdot (60 - 20)^{1/3} = 124$ Вт;
- вертикальная поверхность $Q_v = 1,16 F_{a,d} \Delta t^{1/3} = 1,16 \cdot 1 \cdot (60 - 20)^{1/3} = 158,8$ Вт;
- выделяется с аэрозолем $Q_{и} = W_{и} \cdot C_{и} \cdot \Delta t_{и} = 0,01 \cdot 0,93 \cdot (200 - 20) \cdot 10^3 = 1675$ Вт.

Общее тепловыделение $Q = Q_r + Q_v + Q_{и} = 124 + 158,8 + 1675 = 1957,8$ Вт.

Примем поправочный коэффициент на наличие газовой составляющей аэрозоля в конвективном потоке $k_G = 1,2$. Для определения поправочного коэффициента на подвижность воздуха в укрытии вычислим параметр $\Delta L/W$.

Объем укрытия $W = H \cdot B \cdot E = 4 \cdot 5 \cdot 3 = 60$ м³.

Высота расположения бокового отсоса $h = 0,38(B/2) = 0,38 \cdot 2,5 = 0,95$ м, что значительно больше $0,8 D$, поэтому принимать $k_v = 1$ нельзя.

Из условий рационального газообмена примем, что отличие между количеством поступающего и отводимого из укрытия газа соответствует количеству выделяющегося аэрозоля при равных условиях, т.е.

$\Delta L = 0,01$ м³/с = 36 м³/ч. Тогда $\Delta L/W = 36/60 = 0,6$,

а $k_v = 1 + 1,3(\Delta L/W)^{1,68} = 1 + 1,3(0,6)^{1,68} = 1,555$.

Определим эквивалентный диаметр источника теплогазовыделений. Общая поверхность теплоотдачи источника

$$F_s = F_{a,r} + F_{a,e} + F_u = 0,6 + 1 + \pi D^2/4 = 1,6 + 3,14(0,15)^2/4 = 1,6177 \text{ м}^2.$$

Эквивалентный диаметр $D_s = 1,13 \sqrt{F_s} = 1,13 \sqrt{1,6177} = 1,434$ м.

Теперь можно определить количество отводимого от теплоисточника воздуха

$$L_o = (43h/D_s + 65)Q^{1/3} + D_s^{1/3}k_vk_G = \\ = (43 \cdot 0,95/1,434 + 65)1957,8^{1/3}1,434^{5/3}1,555 \cdot 1,2 = 10750 \text{ м}^3/\text{ч} = 2,980 \text{ м}^3/\text{с}.$$

Общее количество отводимого из укрытия газа

$$L = L_o + W_u = 2,980 + 0,01 = 2,99 \text{ м}^3/\text{с}.$$

Согласно рекомендации скорость отвода газа через отверстие в укрытии $v_{cp} = 10-15 \text{ м/с}$. Примем $v_{cp} = 10 \text{ м/с}$. Тогда площадь живого сечения отверстия $F = L/V_{cp} = 2,99/10 = 0,299 \text{ м}^2$. Так как по данным исследований рекомендуется ширина отверстия $2B = (0,3-0,8)D$, то, приняв $2B = 0,8D$, получим $2B = 0,12 \text{ м}$. Поэтому длина щели $2a = F/2B = 0,299/0,12 = 2,5 \text{ м}$. Отметим, что в случае, если $2a > E$, следует увеличить скорость отвода газа.

6. Лабораторная работа № 6

Расчет бортовых отсосов из технологических ванн травления металлов и сплавов

В травильных отделениях металлургических предприятий для отвода из технологических ванн образующихся аэрозолей используется принудительное газоудаление за счет создания разрежения над поверхностью зеркала ванны. Технически это обеспечивается с помощью одно- или двухбортовых отсосов (рис. 6.1) Однобортовые отсосы применяют для свободно расположенных ванн, двухбортовые – для ванн со стесненным расположением у стен помещения травильного отделения.

Расчет бортовых отсосов выполняется для определения производительности устройств для создания тяги по результатам вычисления расхода, теплосодержания удаляемого из ванны газа, концентрации в нем вредных веществ.

При обосновании методики такого расчета приняты следующие допущения:

- течение газа у поверхности зеркала ванны одинаково по ее длине и имеет плоский характер;
- при отключенном отсосе поток выделяющегося из ванны газа имеет одинаковые скорости в любой точке у поверхности зеркала травильного раствора;
- выделяющийся газ удаляется через узкий канал, расположенный вдоль борта ванны, а течение струи ограничено поверхностью зеркала травильного раствора, стенами ванны и щелью бортового отсоса.

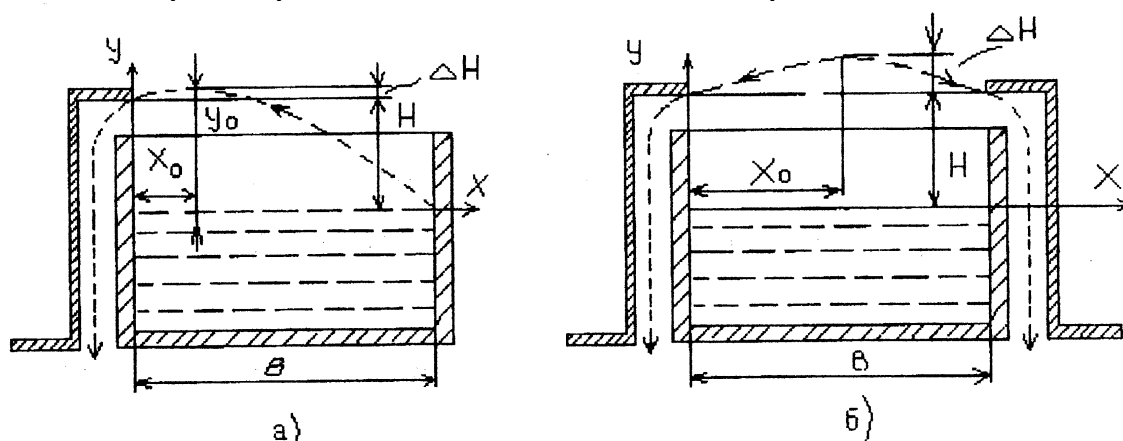


Рис. 6.1. Схема однобортового (а) и двухбортового (б) отсосов

6.1. Методика расчета однобортовых отсосов

В процессе травления металлов и сплавов над поверхностью раствора образуется аэрозоль, который под действием создаваемого бортовым отсосом разрежения двигается по траекториям в сторону щели. Наиболее удаленная от щели траектория (рис. 6.1) имеет максимальное превышение

над зеркалом ванны в точке с координатами x_o, y_o . При этом максимальная высота траектории ΔH называется высотой спектра всасывания. Характер траектории движения частиц аэрозоля определяется наложением двух течений: течения, образуемого восходящим над ванной потоком аэрозоля с расходом V_n (вдоль оси y), и течения, образуемого потоком аэрозоля и подсосанного воздуха с общим расходом V_o (вдоль оси X).

При этом для предотвращения прорыва восходящего потока аэрозоля в окружающую ванну среду и его удаления через щель газоотсоса необходимо, чтобы кратность разбавления аэрозоля воздухом была $K = V_o/V_n > 1$.

Основная задача при этом состоит в определении V_o и V_n так, чтобы $K = V_o/V_n > 1$.

Для определения V_o/V_n воспользуемся комплексным потенциалом рассматриваемых течений. Для восходящего потока комплексный потенциал по координате $Z = x + iy$ ($i = \sqrt{-1}$) равен $\omega_1 = -i V_n Z/B$. По отношению к оси щели горизонтальный поток газа образуется двумя симметричными плоскими стоками, имеющими комплексные потенциалы

$$\omega_2 = -(V_o/\pi) \ln(Z - iH) \text{ и } \omega_3 = -(V_o/\pi) \ln(Z + iH). \quad (6.1)$$

Следовательно, комплексный потенциал течения

$$\omega = \omega_1 + \omega_2 + \omega_3 = -i V_n Z/B - (V_o/\pi) [\ln(Z - iH) + \ln(Z + iH)]. \quad (6.2)$$

Вычислим первую производную комплексного потенциала течения

$$\frac{d\omega}{dZ} = -i \frac{V_n}{B} - \frac{V_o}{\pi} \left(\frac{1}{Z - iH} - \frac{i}{Z + iH} \right). \quad (6.3)$$

Тогда комплексная скорость газа

$$u_x - i \cdot u_y = -i \frac{V_n}{B} - \frac{V_o}{\pi} \left[\frac{1}{x + i(y - H)} + \frac{1}{x + i(y + H)} \right], \quad (6.4)$$

а ее проекция на ось ординат

$$u_y = \frac{V_n}{B} - \frac{V_o}{\pi} \left[\frac{y - H}{x^2 + (y - H)^2} + \frac{y + H}{x^2 + (y + H)^2} \right]. \quad (6.5)$$

В точке максимума траектории, образуемой граничной линией тока газа (пунктир на *рис. 6.1 а*), имеющего координаты x_o и $y_o = H + \Delta H$, проекция скорости $V_n(x_o, y_o) = 0$. Поэтому можно записать из (6.4)

$$\frac{V_n}{B} - \frac{V_o}{\pi} \left[\frac{\Delta H}{x_o^2 + (y - \Delta H)^2} + \frac{2H + \Delta H}{x_o^2 + (2H + \Delta H)^2} \right] = 0. \quad (6.6)$$

Решая это уравнение относительно $K = V_o/V_n$, получим

$$K = \pi \cdot \left[\frac{\Delta \bar{H}}{\bar{x}_o^2 + \Delta \bar{H}^2} - \frac{2\bar{H} + \Delta \bar{H}}{\bar{x}_o^2 + (2\bar{H} + \Delta \bar{H})^2} \right]^{-1}, \quad (6.7)$$

где $\bar{H} = H/v, \Delta\bar{H} = \Delta H/v, \bar{x}_o = x_o/v$.

Неизвестная координата \bar{x}_o определяется на основании следующего. Исходя из понятия комплексного потенциала, можно его записать через потенциал скорости φ и функцию тока ψ , т.е.

$$\omega = \varphi + i\psi = -i\frac{V_n}{v}(x+iy) - \frac{V_o}{\pi} \left[\ln \sqrt{x^2 + (y-H)^2} + \ln \sqrt{x^2 + (y+H)^2} \right] + i \cdot \operatorname{arctg} \left(\frac{y-H}{x} \right) + \operatorname{arctg} \left(\frac{y+H}{x} \right). \quad (6.8)$$

Тогда функция тока будет равна

$$\psi = \frac{V_n}{v}x - \frac{V_o}{\pi} \left[\operatorname{arctg} \left(\frac{y-H}{x} \right) + \operatorname{arctg} \left(\frac{y+H}{x} \right) \right]. \quad (6.9)$$

Из формулы (6.9) ясно, что для линии тока газа, проходящей через точку с координатами $x=v$ и $y=0$, функция тока $\psi = -V_n$. С учетом этого получим уравнение для граничной линии тока

$$\frac{V_n}{v}x - \frac{V_o}{\pi} \left[\operatorname{arctg} \left(\frac{y-H}{x} \right) + \operatorname{arctg} \left(\frac{y+H}{x} \right) \right] = V_n,$$

или

$$y^2 + 2xy \cdot \operatorname{ctg} \left[\pi \frac{V_n}{V_o} \left(1 - \frac{x}{v} \right) \right] - (x^2 + H^2) = 0. \quad (6.10)$$

Решая это уравнение относительно ординаты y , получим

$$y = -x \cdot \operatorname{ctg} \left[\pi \frac{V_n}{V_o} \left(1 - \frac{x}{v} \right) \right] \pm \sqrt{x_o^2 \cdot \operatorname{ctg}^2 \left[\pi \frac{V_n}{V_o} \left(1 - \frac{x}{v} \right) \right] + x^2 + H^2}. \quad (6.11)$$

Для рассматриваемого течения ордината всегда положительна, поэтому перед квадратным корнем в уравнении (6.11) должен быть положительный знак. Для точки максимума ($x = x_o, y = H + \Delta H$) это уравнение с учетом оговоренного знака примет вид

$$H + \Delta H = -x_o \cdot \operatorname{ctg} \left[\pi \frac{V_n}{V_o} \left(1 - \frac{x_o}{v} \right) \right] \pm \sqrt{x_o^2 \cdot \operatorname{ctg}^2 \left[\pi \frac{V_n}{V_o} \left(1 - \frac{x_o}{v} \right) \right] + x_o^2 + H^2},$$

или в преобразованном виде для $\bar{x}_o = x_o/v$ получим

$$\bar{x}_o = \left\{ \bar{H} + \Delta\bar{H} + \bar{x}_o \cdot \operatorname{ctg} \left[\pi \frac{V_n}{V_o} (1 - \bar{x}_o) \right] \right\}^2 / \csc^2 \left[\pi \frac{V_n}{V_o} (1 - \bar{x}_o) \right] + \bar{H}^2. \quad (6.12)$$

Подставив выражения для относительных расходов (6.7) в (6.12), получим выражение для расчета

$$\bar{x}_o : \left\{ \bar{H} + \Delta \bar{H} + \bar{x}_o \cdot \operatorname{ctg} \left[\frac{\Delta \bar{H}}{\bar{x}_o + \Delta \bar{H}} + \frac{2\bar{H} + \Delta \bar{H}}{\bar{x}_o + (2\bar{H} + \Delta \bar{H})^2} \right] (1 - \bar{x}_o^2) \right\}^2 =$$

$$= \bar{x}_o^2 \operatorname{csc}^2 \left[\frac{\Delta \bar{H}}{\bar{x}_o + \Delta \bar{H}} + \frac{2\bar{H} + \Delta \bar{H}}{\bar{x}_o + (2\bar{H} + \Delta \bar{H})^2} \right] (1 - \bar{x}_o^2) + \bar{H}^2. \quad (6.13)$$

Вычисления по уравнениям (6.7) и (6.12) дают возможность определить x_o , $V_{o,k}$.

Решение системы уравнений (6.7) и (6.12) представляет определенные трудности, поэтому выполняется численным методом с использованием компьютерной программы.

Для частного случая, когда расстояние от зеркала ванны до оси щели незначительно и можно принять $\Delta \bar{H} \approx 0$, система указанных уравнений упрощается:

$$k = \pi \frac{\bar{x}_o^2 + \Delta \bar{H}}{2\Delta \bar{H}}; \quad (6.14)$$

$$\Delta \bar{H} = \bar{x}_o \cdot \operatorname{tg} \left[\Delta \bar{H} \cdot (1 - \bar{x}_o) / (\bar{x}_o^2 + \Delta \bar{H}^2) \right]. \quad (6.15)$$

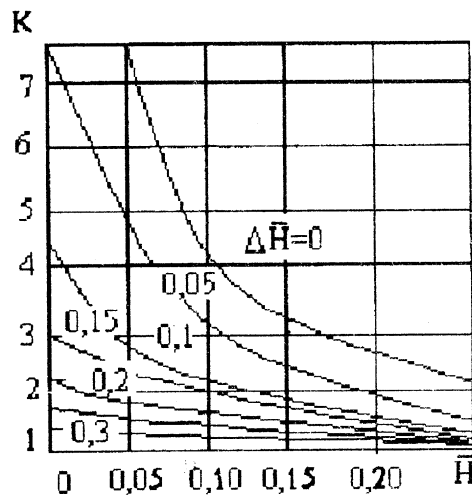


Рис. 6.2. График для расчета однобортового отсоса

Данный случай может быть приемлемым для расчета ванн малого объема. В общем случае вычисления при решении системы уравнений (6.7) и (6.12) дают зависимости, приведенные на рис. 6.2.

6.2. Методика расчета двухбортовых отсосов

В данном случае частицы аэрозоля поднимаются над зеркалом ванны и, при допущении об одинаковости условий течения у каждого из бортов, разделяются на два симметричных потока. По аналогии с однобортовым отсосом течение газа принимается потенциальным, а рациональное удаление

аэрозоля обеспечивается при $V_o / V_n > 1$. В отличие от (6.2) комплексный потенциал ω такого сечения

$$\omega = \omega_1 + \omega_2 + \omega_3 =$$

$$-i \cdot \frac{V_n \cdot Z}{B} - \left(\frac{V_o}{2\pi} \right) \ln \left[\sin \frac{\pi}{B} (Z - iH) \right] + \left(\frac{V_o}{2\pi} \right) \ln \left[\sin \frac{\pi}{B} (Z + iH) \right],$$

а его первая производная по координате $Z = x + iy$ имеет вид

$$\frac{d\omega}{dZ} = -i \frac{V_n}{B} - \frac{V_o}{\pi} \left[\operatorname{ctg} \frac{\pi}{B} (Z - iH) + \operatorname{ctg} \frac{\pi}{B} (Z + iH) \right] \quad (6.16)$$

Тогда комплексная скорость газа

$$U_x - iU_y =$$

$$= -i \frac{V_n}{B} - \left(\frac{V_o}{2B} \right) \cdot \left(\frac{\sin(Z \frac{2\pi}{B})}{\sin \left[(Z - iH) \frac{\pi}{B} \right] \cdot \sin \left[(Z + iH) \frac{\pi}{B} \right]} \right) =$$

$$= -i \frac{V_n}{B} - \left(\frac{V_o}{2B} \right) \cdot \left(\frac{\sin(\frac{2\pi}{B} x) \cdot \operatorname{ch}(\frac{2\pi}{B} y)}{\operatorname{ch}(\frac{2\pi}{B} H) - \cos(\frac{2\pi}{B} x) \cdot \operatorname{ch}(\frac{2\pi}{B} y)} \right) \cdot \left(\frac{+i \cdot \cos(\frac{2\pi}{B} x) \cdot \operatorname{sh}(\frac{2\pi}{B} y)}{+i \cdot \sin(\frac{2\pi}{B} x) \cdot \operatorname{sh}(\frac{2\pi}{B} y)} \right). \quad (6.17)$$

Используя (6.17), вычислим проекцию скорости на ось ординат

$$U_y = V_n / B + \left(\frac{V_o}{2B} \right) \cdot$$

$$\left(\frac{\cos(\frac{2\pi}{B} x) \cdot \operatorname{sh}(\frac{2\pi}{B} y) \cdot \operatorname{ch}(\frac{2\pi}{B} H) - \cos^2(\frac{2\pi}{B} x) \cdot \operatorname{sh}(\frac{2\pi}{B} y) \cdot \operatorname{ch}(\frac{2\pi}{B} y) + \sin^2(\frac{2\pi}{B} y) \cdot \operatorname{sh}(\frac{2\pi}{B} y) \cdot \operatorname{ch}(\frac{2\pi}{B} y)}{\left\{ \operatorname{ch}(\frac{2\pi}{B} H) - \cos(\frac{2\pi}{B} x) \cdot \operatorname{ch}(\frac{2\pi}{B} y) \right\}^2 + \left\{ \sin(\frac{2\pi}{B} y) \cdot \operatorname{sh}(\frac{2\pi}{B} y) \right\}^2} \right). \quad (6.18)$$

В точке максимума линии тока, имеющие координаты $x_o = B/2$ и $y_o = H + \Delta H$, проекция скорости на ось ординаты $U_y = 0$ (рис. 6.3). Поэтому из выражения (6.18) можно записать

$$V_o - V_n = \left\{ \operatorname{sh} \left[\frac{2\pi(H + \Delta H)}{B} \right] \right\} / \left\{ \operatorname{ch} \left(\frac{2\pi}{B} H \right) + \operatorname{ch} \left[\frac{2\pi(H + \Delta H)}{B} \right] \right\}, \quad (6.19)$$

или для отношения расходов потоков

$$K = \frac{V_o}{V_n} = \frac{\operatorname{ch}(2\pi \cdot \bar{H}) + \operatorname{ch}[2\pi(\bar{H} + \Delta \bar{H})]}{\operatorname{sh}[2\pi(\bar{H} + \Delta \bar{H})]}, \quad (6.20)$$

где $\bar{H} = H/B$, $\Delta \bar{H} = \Delta H/B$. Решая уравнение (6.20), можно определить искомые V_o , V_n и K .

Если расстояние от уровня жидкости до осей щелей незначительно, то допуская, $\Delta \bar{H} = 0$, получим из (6.20) выражение $K = cth(\pi \Delta \bar{H})$.

В общем случае в зависимости от \bar{H} решение уравнения дает график, приведенный на рис.6.3.

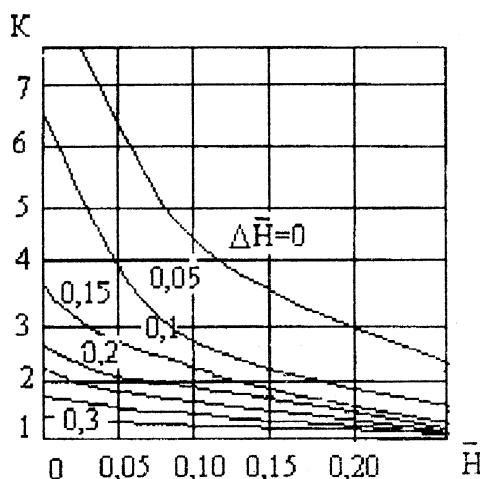


Рис. 6.3. График для расчета двухбортного отсоса

6.3. Алгоритм расчета бортовых отсосов

Для выполнения расчетов следует иметь следующие исходные данные:

- вид бортового отсоса;
- длину ванны a , м;
- ширину ванны b , м;
- расстояние от уровня зеркала ванны до оси щели H , м;
- высоту спектра всасывания ΔH , м;
- температуру жидкости в ванне $t_{ж}$, °C;
- температуру окружающего ванну воздуха $t_{в}$, °C;
- состав выделяющегося из ванны аэрозоля по i -м компонентам – P_i , объемные доли;
- концентрацию в аэрозоле вредных компонентов j -го вида – Z_j мг/м³.

Последовательность расчета состоит в следующем. Определяется количество тепла, выделяемого ванной в окружающую среду, кВт,

$$Q_0 = \alpha(t_{ж} - t_{в})ab/1000, \quad (6.21)$$

где коэффициент теплоотдачи конвекцией вычисляется по эмпирической формуле

$$\alpha = 2,05 \sqrt[3]{(t_{ж} - t_{в})}, \text{ Вт/(м}^2\text{град.)}. \quad (6.22)$$

При средней скорости подъема аэрозоля над ванной за счет конвективных потоков $U = 0,155 \sqrt[3]{Q_0}$, м/с, расход восходящего потока составит, $V_n = 3600 U ab$, м³/ч.

Для однобортного отсоса вычисляется расстояние x_0 до точки максимума траектории газовой струи. Для этого решается уравнение (6.13) и

из полученных корней выбирается положительный $1 \geq \bar{x}_o \geq 0$, по которому определяется $x_o = \bar{x}_o \cdot v$.

Для двухбортного отсоса принимается, что $x_o = v/2$, т.е. $\bar{x}_o = \bar{x}_o \cdot v = 0,5$.

По уравнению (6.7) для однобортного отсоса или по уравнению (6.20) для двухбортного отсоса вычисляется $K = V_o/V_n$ и определяется $V_o = KV_n$.

Допуская, что температура аэрозоля (t_a) над поверхностью ванны близка к температуре в ванне ($t_{ж}$), определяют теплоемкость аэрозоля, $\text{кДж}/(\text{м}^3 \text{град})$,

$$C_a = \sum_i c_i P_i,$$

где C_i – средняя теплоемкость i -го компонента аэрозоля в интервале температур от 0 до t_a . По балансу тепла вычисляют температуру удаляемого в бортовой отсос газа

$$t_o = [V_n c_a t_{ж} + (V_o - V_n) C_b t_b] / [V_o (c_a/K + c_b(1-1/K))],$$

где c_b – средняя теплоемкость влажного воздуха в интервале температур от 0 до t_a , $\text{кДж}/(\text{м}^3 \cdot \text{град})$.

Концентрация j -х вредных компонентов в отводимом газе составит, $\text{мг}/\text{м}^3$,

$$Z_{aj} = Z_j / K.$$

По расходу V_o и температуре t_o с учетом заданного преподавателем сопротивления газоотводящего тракта выбирается тягодутьевое устройство и вычисляются его технические характеристики.

6.4. Программа расчета

Программа составлена на языке *Бейсик*. Для выполнения расчетов следует ввести исходные данные заданного варианта (в скобках приведены исходные данные контрольного примера):

- тип бортового отсоса (0 – однобортной, 1 – двухбортной);
- длину технологической ванны, м (1,2);
- ширину технологической ванны, м (0,75);
- расстояние от уровня жидкости до оси щели ванны, м (0,102);
- высоту спектра всасывания, м (0,09);
- температуру жидкости в ванне, $^{\circ}\text{C}$ (60);
- температуру окружающего воздуха, $^{\circ}\text{C}$ (16);
- состав выделяющегося из ванны аэрозоля, доли (0,1; 0,1; 0,1; 0,05; 0,4; 0,25);
- концентрации вредных компонентов в аэрозоле, $\text{мг}/\text{м}^3$ (10,9; 0; 0,6; 1,4; 0; 0);
- теплоемкость, $\text{кДж}/(\text{м}^3 \text{град})$, компонентов аэрозоля в интервале температур от 0 до $t_{ж}$, $^{\circ}\text{C}$, (1,3; 1,61; 1,2999; 1,291; 1,497; 1,789).

При выборе исходных данных следует иметь в виду, что количество компонентов в аэрозоле не более шести.

Результаты расчетов контрольных примеров приведены ниже

Расчет однократного отсоса из технологической ванны:

Расход отсасываемого газа, $\text{м}^3/\text{с}$,

$W=817,34$.

Температура отсасываемого газа, $^{\circ}\text{C}$,

$TG=32,37$.

Количество тепла, уносимого отсасываемым газом, кВт ,

$QG=11,25$.

Концентрация вредных в отсасываемом газе, $\text{мг}/\text{м}^3$,

$ZG=4,14$;

$ZG=0$;

$ZG=0,24$;

$ZG=0,57$;

$ZG=0$;

$ZG=0$.

Расчет двухкратного отсоса из технологической ванны:

Расход отсасываемого газа, $\text{м}^3/\text{с}$,

$W=2741,0$.

Температура отсасываемого газа, $^{\circ}\text{C}$,

$TG=19,17$.

Количество тепла, уносимого отсасываемым газом, кВт ,

$QG=22,34$.

Концентрация вредных в отсасываемом газе, $\text{мг}/\text{м}^3$,

$ZG=1,32$;

$ZG=0$;

$ZG=0,07$;

$ZG=0,17$;

$ZG=0$;

$ZG=0$.

7. Лабораторная работа № 7

Расчет центробежного циклонного пылеуловителя

Циклонный пылеуловитель (рис. 7.1), предназначенный для механической очистки от пыли выбросов металлургических производств, представляет собой систему из нескольких элементов, в состав которой входят корпус (1), бункер для сбора пыли (2), пылевой затвор (3), выхлопная труба (4), устройство для сбора и отвода очищенного газа (5).

Выделение пыли из газа происходит на стенках корпуса циклона, откуда отбрасываются частицы пыли под действием центробежных сил, возникающих в результате вращательного движения газового потока. Вращение газа обеспечивается тангенциальным вводом его в циклон. Выделяющаяся пыль вдоль стенок циклона опускается в бункер и удаляется из аппарата через пылевой затвор. Очищенный газ, продолжая вращение, меняет направление поступательного движения на 180° и выходит из циклона через выхлопную трубу. Над выхлопной трубой устанавливают улиткообразные раскручиватели, преобразующие вращательное движение газа в поступательное. При групповой установке циклонов чистый газ поступает в общий коллектор или газосборник.

Циклонные аппараты применяются для очистки как небольшого количества (нескольких сот кубометров), так и значительных (до нескольких сотен тысяч кубических метров) объемов газа. При этом начальная концентрация пыли в газе может достигать $1,0 \text{ кг/м}^3$.

В циклонах можно улавливать пыль крупностью выше 5 мкм , но наиболее эффективно улавливается пыль, имеющая размеры частиц $15\text{--}20 \text{ мкм}$ и выше. Эффективность очистки газов от пыли в циклонных аппаратах изменяется в широких пределах ($50\text{--}100\%$) в зависимости от количества и свойств очищаемых газов и пыли, в них содержащейся, а также от конструктивных и эксплуатационных особенностей аппаратов.

Выбор типа и размеров циклонной установки производится по заданному расходу очищаемых газов на основании рекомендуемой оптимальной для каждого типа скорости газа в поперечном сечении циклона (ω_{opt}). При этом учитываются физико-химические свойства (температура, давление, влажность) газа; свойства и дисперсный состав пыли в газе; требуемая степень очистки; габариты установки; величина гидравлического сопротивления; технико-экономические показатели (стоимость аппарата и очистки); надежность эксплуатации.

В настоящее время известно более 20 типов возвратно-поточных циклонов, принцип действия которых соответствует вышеописанному. Характеристики некоторых из них, особенно широко применяемых, представлены в табл. 7.1.

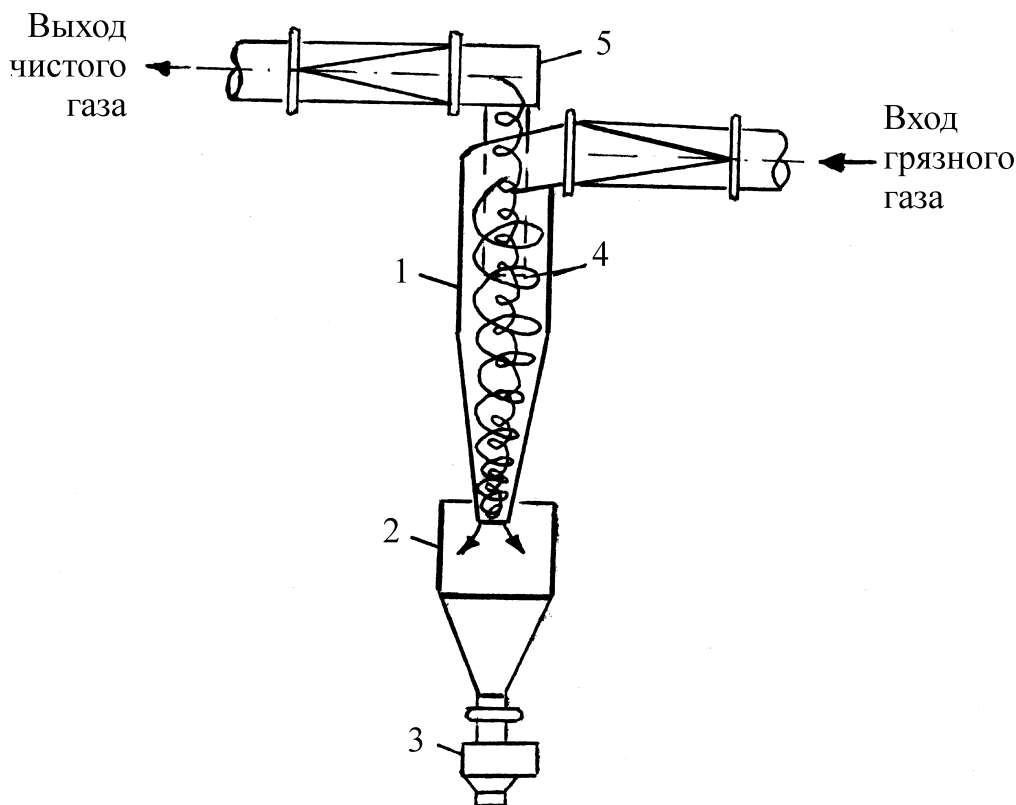


Рис. 7.1. Схема циклонного пылеуловителя:

1 – корпус циклона; 2 – бункер для сбора пыли; 3 – пылевой затвор;
4 – выхлопная труба; 5 – устройство для отвода очищенного газа

7.1. Расчет пылеулавливающих циклонных аппаратов

Целью расчета является определение фракционной и общей степени очистки газа в выбранном аппарате.

Для расчета должны быть известны следующие исходные данные: объемный расход сухого газа при нормальных условиях $V_{o,з}$, $м^3/с$; влажность очищаемого газа $X_в$, $°C$; избыточное давление (+) или разрежение (-) очищаемого газа $\pm P_з$, $кПа$; барометрическое давление $P_{бар}$, $кПа$; состав газа по компонентам $X(CO)$, $X(CO_2)$, $X(O_2)$, $X(N_2)$, $X(SO_2)$, $X(NO_2)$, $X(H_2S)$, доли (сумма компонентов должна составить единицу); концентрация пыли в очищаемом газе Z , $г/м^3$, число фракций пыли N , дисперсный состав пыли d_i , $мкм$; ($i = 1, 2, \dots, N$); процентный состав пыли, имеющей размер частиц d_i и менее, P_i , % ($i = 1, 2, \dots, N$); плотность пылевых частиц ρ_n , $кг/м^3$; требуемая степень очистки газа от пыли η_m , %.

Расчет выполняется в следующей последовательности. Поправочный коэффициент на отличие рабочих условий от нормальных

$$\beta = \frac{273(P_{бар} + P_г)}{101,3(t_г + 273)}.$$

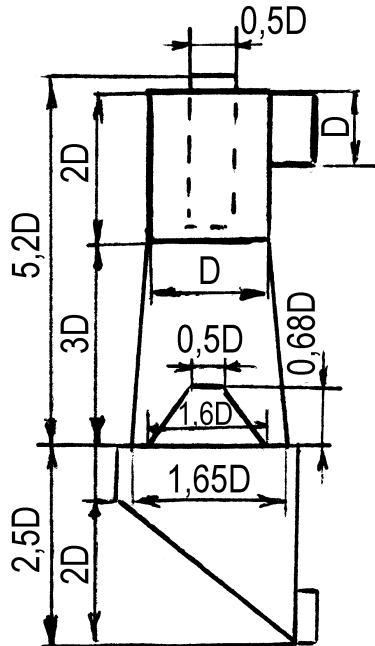
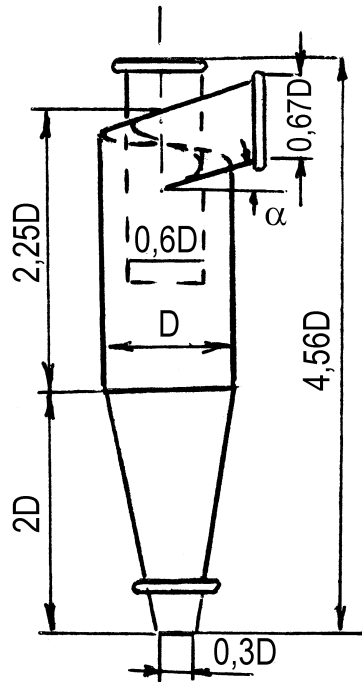
Плотность сухого газа при нормальных условиях, $кг/м^3$,
 $\rho_o = 1,25 X(CO) + 1,97 X(CO_2) + 1,429 X(O_2) + 1,25 X(N_2) + 2,927 X(SO_2) +$
 $+ 2,051 X(NO_2) + 1,539 X(H_2S).$

Таблица 7.1

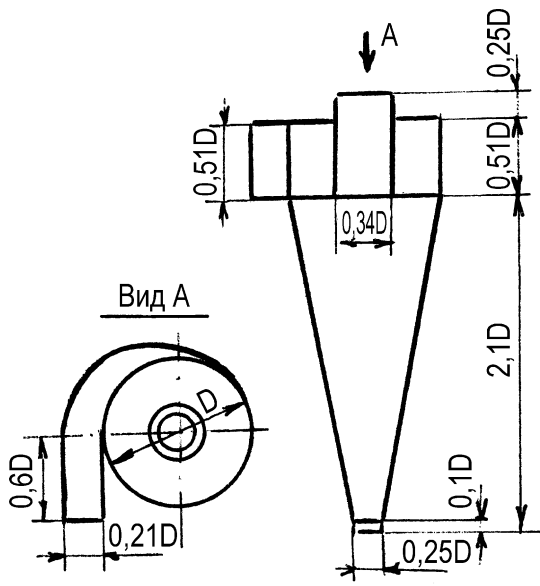
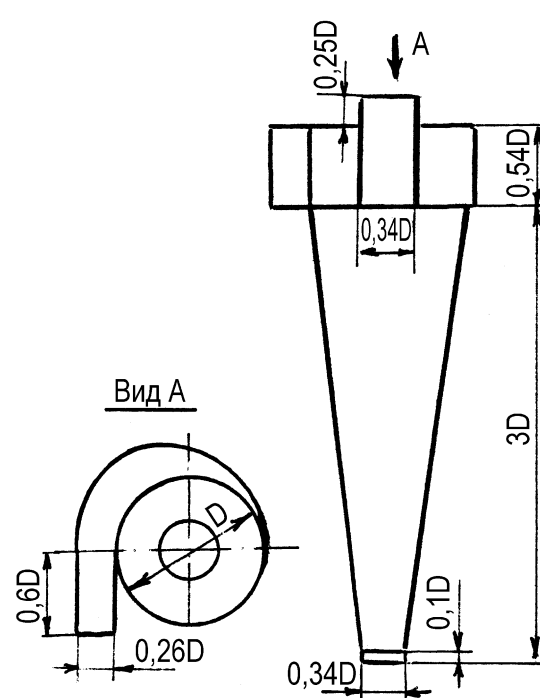
Типы и характеристики циклонов

Тип циклона	Конструкция одиночного циклона	Основные размеры	Примечание
1	2	3	4
ЛИОТ		$\omega_{\text{опт}}=3,5 \text{ м/с}$ $d_{50}^T=3,7 \text{ мкм}$ $\lg \sigma_{\eta}^T=0,352$	Имеет удлиненную цилиндрическую часть и глубоко введенную выхлопную трубу; рекомендуется для систем пром-вентиляции
СИОТ		$\omega_{\text{опт}}=1,0 \text{ м/с}$ $d_{50}^T=2,6 \text{ мкм}$ $\lg \sigma_{\eta}^T=0,28$	Имеет треугольную форму входного и выходного патрубка, не имеет цилиндрической части корпуса, рекомендуется для сухой неслипающейся волокнистой пыли

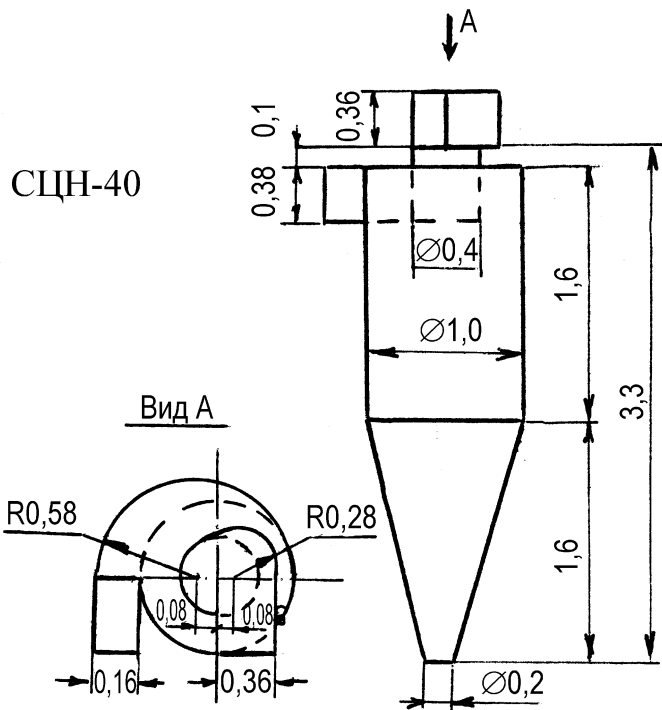
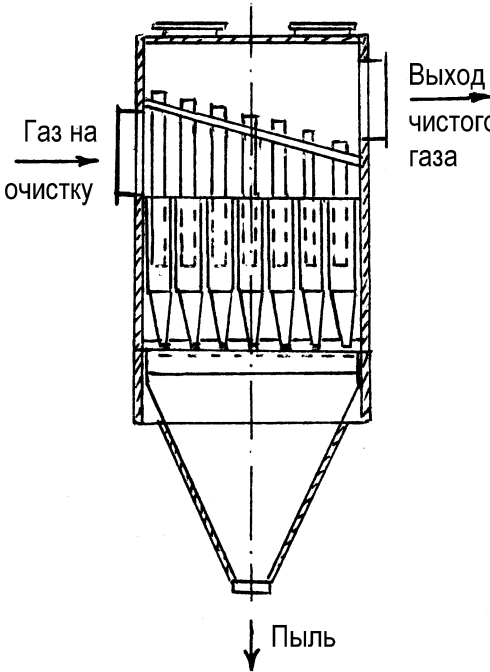
Продолжение табл. 7.1

1	2	3			4
ВЦНИИОТ		$\omega_{\text{опт}}=4,0\text{м/с}$			Короткая цилиндрическая часть; длинная расширенная к низу коническая часть корпуса; рекомендуется для улавливания пыли с повышенными абразивными свойствами
		$d_{\text{T}50}=8,6\text{мкм}$			
		$\lg \sigma^{\text{T}}_{\eta}=0,32$			
НИИОГАЗ:		$d^{\text{T}}_{50}, \text{мкм}$	$\lg \sigma^{\text{T}}_{\eta}$	$\omega_{\text{опт}}$	Удлиненная цилиндрическая часть корпуса; винтовая крышка; наклон входного патрубка, град: 11, 15, 24
ЦН-11		3,65	0,352	3,5	
ЦН-15		4,5	0,352	3,5	
ЦН-15У		6	0,283	3,5	
ЦН-24		8,5	0,309	4,5	

Продолжение табл. 7.1

1	2	3			4
		d_{50}^T , мкм	$\lg \sigma_{\eta}^T$	$\omega_{\text{опт}}$	
СКЦН-34		1.94	0.308	1.7	Удлиненная коническая часть корпуса; спиральный вход газа
СКЦН-34М		1.13	0.340	2.0	
СДКЦН-33		$d_{50}^T=2,31$ мкм $\lg \sigma_{\eta}^T=0,364$ $\omega_{\text{опт}}=2,0$ м/с			

Окончание табл. 7.1

<div>СЦН-40</div> <div></div>	<div>$d_{50}^T=1,13\text{мкм}$ $\lg \sigma_{\eta}^T=0,34$ $\omega_{\text{опт}}=1,3-1,9$ м/с</div>	<div>Горизонтальная крышка корпуса; спиральный вход газа; повышенная скорость в горизонтальном сечении; рекомендован для абразивных пылей</div>																																							
<div></div>	<table><tr><th rowspan="5"></th><th colspan="4">Тип элемента циклона</th></tr><tr><th colspan="2">Розетка</th><th colspan="2">Энергоуголь</th></tr><tr><th colspan="2">D=250мм</th><th>D=250мм</th><th>D=230мм</th></tr><tr><th>$\alpha=25$</th><th>$\alpha=30$</th><th></th><th></th></tr><tr><td>d_{50}^T</td><td>3,85</td><td>5</td><td>3</td><td>2,87</td></tr><tr><td>$\lg \sigma_{\eta}^T$</td><td>0,46</td><td>0,46</td><td>0,325</td><td>0,325</td></tr><tr><td>$\omega_{\text{опт}}$</td><td>4,5</td><td>3,85</td><td>4,5</td><td>4,5</td></tr><tr><td></td><td>90</td><td>65</td><td>85</td><td>85</td></tr></table>					Тип элемента циклона				Розетка		Энергоуголь		D=250мм		D=250мм	D=230мм	$\alpha=25$	$\alpha=30$			d_{50}^T	3,85	5	3	2,87	$\lg \sigma_{\eta}^T$	0,46	0,46	0,325	0,325	$\omega_{\text{опт}}$	4,5	3,85	4,5	4,5		90	65	85	85
	Тип элемента циклона																																								
	Розетка		Энергоуголь																																						
	D=250мм		D=250мм	D=230мм																																					
	$\alpha=25$	$\alpha=30$																																							
	d_{50}^T	3,85	5	3	2,87																																				
$\lg \sigma_{\eta}^T$	0,46	0,46	0,325	0,325																																					
$\omega_{\text{опт}}$	4,5	3,85	4,5	4,5																																					
	90	65	85	85																																					

Плотность сухого газа при рабочих условиях, $\text{кг}/\text{м}^3$,

$$\rho_c = \rho_o \cdot \beta.$$

Плотность влажного газа при рабочих условиях, $\text{кг}/\text{м}^3$,

$$\rho_r = (\rho_o + X_r) \cdot \beta / (1 + X_r / 0,804).$$

Промежуточные коэффициенты

$$A_1 = t_r + 273; A_2 = (A_1 / 273)^{3/2}.$$

Пересчет сухого газа на состав влажного газа, %, $K = 100 / (100 + 124,4 \cdot X_r)$; $X^b(\text{CO}) = X(\text{CO})K$; $X^b(\text{CO}_2) = X(\text{CO}_2)K$; $X^b(\text{O}_2) = X(\text{O}_2)K$; $X^b(\text{N}_2) = X(\text{N}_2)K$; $X^b(\text{NO}_2) = X(\text{NO}_2)K$; $X^b(\text{SO}_2) = X(\text{SO}_2)K$; $X^b(\text{H}_2\text{S}) = X(\text{H}_2\text{S})K$; $X^b(\text{H}_2\text{O}) = X(\text{H}_2\text{O})K$;

Динамическая вязкость компонентов газа при рабочих условиях, $\text{Па} \cdot \text{с}$:

$$\mu_{\text{CO}} = 16,6 \cdot 10^{-6} \cdot \frac{373}{A_1 + 100} \cdot A_2;$$

$$\mu_{\text{CO}_2} = 14,96 \cdot 10^{-6} \cdot \frac{528}{A_1 + 255} \cdot A_2;$$

$$\mu_{\text{O}_2} = 20,3 \cdot 10^{-6} \cdot \frac{404}{A_1 + 131} \cdot A_2;$$

$$\mu_{\text{N}_2} = 17 \cdot 10^{-6} \cdot \frac{387}{A_1 + 114} \cdot A_2;$$

$$\mu_{\text{SO}_2} = 11,7 \cdot 10^{-6} \cdot \frac{669}{A_1 + 396} \cdot A_2;$$

$$\mu_{\text{NO}_2} = 28,8 \cdot 10^{-6} \cdot \frac{464}{A_1 + 191} \cdot A_2;$$

$$\mu_{\text{H}_2\text{S}} = 11,6 \cdot 10^{-6} \cdot \frac{773}{A_1 + 500} \cdot A_2;$$

$$\mu_{\text{H}_2\text{O}} = 10^{-5} \cdot \frac{1234}{A_1 + 961} \cdot A_2.$$

Динамическая вязкость газа при рабочих условиях, $\text{Па} \cdot \text{с}$,

$$\mu_r = (\mu(\text{CO})X^b(\text{CO}) + \mu(\text{CO}_2)X^b(\text{CO}_2) + \mu(\text{O}_2)X^b(\text{O}_2) + \mu(\text{N}_2)X^b(\text{N}_2) + \mu(\text{NO}_2)X^b(\text{NO}_2) + \mu(\text{SO}_2)X^b(\text{SO}_2) + \mu(\text{H}_2\text{S})X^b(\text{H}_2\text{S}) + \mu(\text{H}_2\text{O})X^b(\text{H}_2\text{O}))\rho_c/\rho_r.$$

Расход влажного газа при рабочих условиях, $\text{м}^3/\text{с}$,

$$V = V_{o,r} \cdot \beta (1 + X_r / 0,804).$$

Тип циклона (табл. 7.1) и его характеристики выбирают, исходя из требуемой эффективности очистки с учетом гидравлических потерь и габаритных размеров аппарата. Каждому циклону для ввода в ЭВМ присвоен признак типа (РТ): ЛИОТ-1; СИОТ-2; ВЦНИИОТ-3; «ЦН-15» - 5;

«ЦН-15У» - 6; «ЦН-24» - 7; «СКЦН-34» - 8; «СКЦН-34М» - 9; «СДКЦН-33» - 10; «СЦН-40» - 11; «БЦ»-12.

Из табл. 7.1 выбираются следующие значения:

- средний медианный размер частиц пыли, теоретически улавливаемой на 50% d_{50}^m , мкм;
- дисперсия размеров пылевых частиц от стандартного распределения $lg \sigma_{\eta}^m$;
- оптимальная скорость газа в циклоне $\omega_{опт}$, м/с.

Значения d_{50}^m и $lg \sigma_{\eta}^m$ получены для условий работы циклонов при средней скорости газа $\omega = 3,5$ м/с, диаметре циклона $D = 0,5$ м, плотности частиц пыли $\rho_n = 1930$ кг/м³, динамической вязкости газа $\mu_{\Gamma} = 22,2 \cdot 10^{-6}$ Па·с.

Одиночные циклоны применяются для очистки сравнительно небольшого количества газа. В промышленных условиях при больших расходах газа рекомендуется устанавливать группы из 2, 4, 6, 8, 10, 14 циклонов. Для одиночных циклонов принят стандартный ряд диаметров, мм: 200, 300, 400, 500, 600, 700, 800, 900, 1000, 1200, 1400, 1600, 1800, 2000, 2400, 3000. Применяют два вида компоновки циклонов в группы: прямоугольную и круговую (рис.7.2). Это позволяет обеспечивать при подключении части или всех циклонов очистку газов с изменяющимся расходом при оптимальной эффективности улавливания пыли из них.

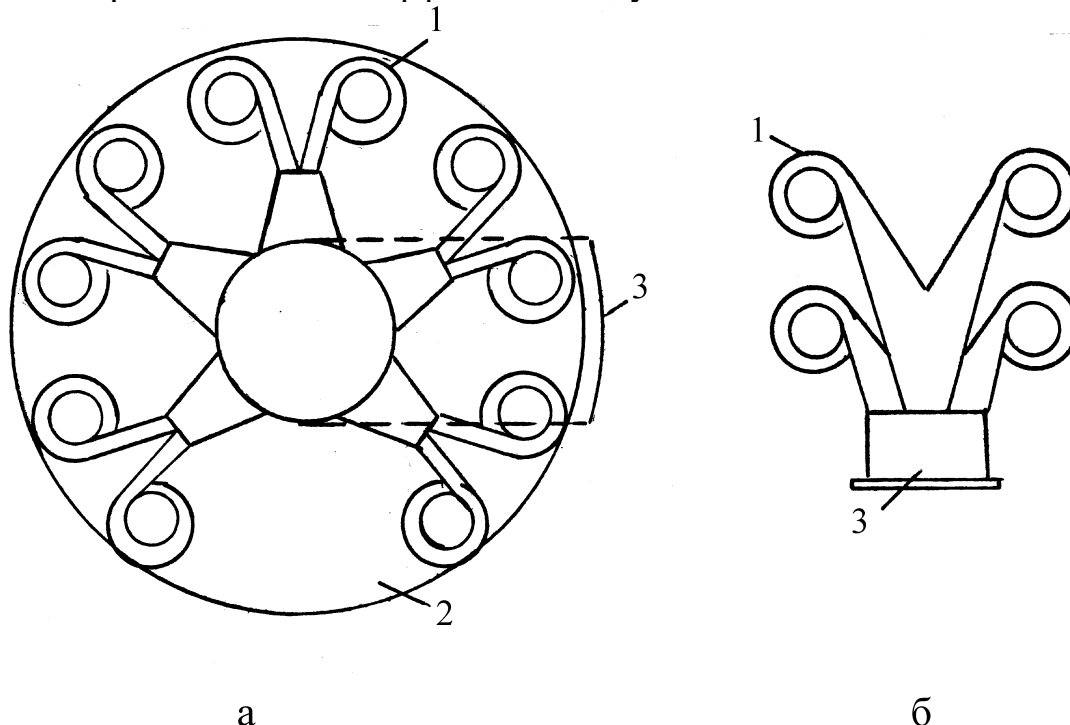


Рис. 7.2. Компоновка циклонов:

а – круговая; б – парная; 1 – циклон; 2 – сборник чистого газа;
3 – коллектор запыленного газа

Для выполнения расчетов используются следующие исходные данные:

V_{Γ} - объемный расход очищаемых газов при рабочих условиях, $\text{м}^3/\text{с}$;

t - температура газа в циклоне, $^{\circ}\text{C}$;

p - давление (разрежение) газа в циклоне, Па ;

ρ_0 - плотность очищаемого газа при нормальных условиях, $\text{кг}/\text{м}^3$;

$C_{\text{вх}}$ - концентрация пыли в очищаемом газе, $\text{г}/\text{м}^3$;

d_{50} - средний медианный размер частиц пыли, мкм ;

$\lg \delta$ - среднее стандартное отклонение логарифмов диаметров частиц пыли от среднего размера;

ρ_{Π} - плотность частиц пыли, $\text{кг}/\text{м}^3$;

P_{δ} - барометрическое давление на местности, кПа ;

η - рекомендуемая степень очистки газа, %.

Дисперсный состав пыли и ее характеристики для выбросов различных металлургических объектов приводятся в табл. 7.2.

Алгоритм расчета

Общая площадь проходного сечения циклонов, м^2 :

$$F = V_{\Gamma} / \omega_{\text{опт}}$$

Введите выбранное вами количество единичных циклонов в группе – $N_{\text{ц}}$.

Внутренний расчетный диаметр одиночного циклона, мм ,

$$D_{\text{ц}} = 10^3 \cdot \sqrt{F / (0,758 \cdot N_{\text{ц}})}$$

Из стандартного ряда производится выбор диаметра циклона D путем округления расчетного значения $D_{\text{ц}}$ до стандартного (D).

Расчетная скорость газа в циклоне, $\text{м}/\text{с}$,

$$\omega_{\Gamma} = V_{\Gamma} / (0,785 \cdot N_{\text{ц}} \cdot 10^{-6} \cdot D^2).$$

Отличие расчетной скорости от оптимальной, %,

$$\Delta\omega = (\omega_{\Gamma} - \omega_{\text{опт}}) \cdot 100 / \omega_{\text{опт}}.$$

Если $|\Delta\omega| > 15$, то выбирается иное количество единичных циклонов в группе и расчет повторяется.

Для расчета гидравлического сопротивления циклона выбирают из табл. 7.2–7.5 коэффициенты и вводят:

- коэффициент сопротивления циклона ξ диаметром 500 мм (табл. 7.2)
- поправку на отличие диаметра циклона от 500 мм K_1 (табл. 7.3);
- поправку на влияние запыленности газа K_2 (табл. 7.4);
- поправку на влияние групповой компоновки циклонов K_3 (табл. 7.5)

Таблица 7.3

Коэффициент K_1

Тип циклона	Значения K_i при D , мм				
	150	200	300	450	500
ЛИОТ, СИОТ, ВЦНИИОТ	0,95	0,97	0,98	0,99	1,00
ЦН-11	0,94	0,95	0,96	0,99	1,00
ЦН-15, ЦН-15У, ЦН-24	0,95	0,90	0,33	1,00	1,00
СКЦН-34, СКЦН-34М	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00
СДКЦН-33, СЦВ-40, БЦ	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00

Таблица 7.4

Коэффициент K_2

Тип циклона	Значения K_2 при запыленности очищаемого газа, г/м ³						
	0	10	20	40	80	120	150
ЛИОТ, СИОТ, ВЦНИИОТ	1	0,95	0,93	0,92	0,90	0,87	0,86
ЦН-11	1	0,96	0,94	0,92	0,90	0,87	0,85
ЦН-15	1	0,93	0,92	0,91	0,90	0,87	0,86
ЦН-15У	1	0,93	0,92	0,91	0,89	0,88	0,87
ЦН-24	1	0,95	0,93	0,92	0,90	0,87	0,86
СДКЦН-33	1	0,81	0,785	0,78	0,77	0,76	0,745
СКЦН-34, СКЦН-34М, СЦ-40, ВЦ	1	0,98	0,947	0,93	0,915	0,91	0,90

Таблица 7.5

Коэффициент K_3 , учитывающий дополнительные потери давления, связанные с групповой компоновкой

Характеристика групповой компоновки циклона	Значения коэффициента K_3
Круговая компоновка, нижний организованный подвод	60
Прямоугольная компоновка, организованный подвод, циклонные элементы расположены в одной плоскости	35
То же, но улиточный подвод из циклонных элементов	28
Прямоугольная компоновка, свободный подвод потока в общую камеру	60

Коэффициент гидравлического сопротивления циклона

$$\xi = \xi_{500} \cdot K_1 \cdot K_2 + K_3.$$

Гидравлическое сопротивление циклона, Па,

$$\Delta P = \xi \cdot \rho_r \cdot \omega_r^2 / 2.$$

$$\text{Коэффициент } K_p = \frac{\Delta P}{\rho_r}.$$

Сравните K_p с оптимальным диапазоном, приведенным в табл. 7.6. Если он выходит за верхний предел этого диапазона, то введите другой тип циклона или уменьшите число циклонов, тем самым увеличив их диаметр. Коэффициент, учитывающий тип циклона РТ.

Если $PT < 7$, то $R = 41,4$.

Если $PT = 7$, то $R = 46,9$,

Если $PT > 7$, то $R = 34,97$.

Минимальный размер частиц пыли, которые теоретически могут улавливаться циклоном на 50% при реальных условиях, мкм,

$$d_{\min} = d_{50}^r \cdot R \cdot 10^3 \sqrt{10^{-3} \cdot D \cdot \mu_r / (\rho_r \cdot \omega_r)}.$$

Фракционная степень очистки газа для частиц пыли, диаметр которых меньше d_{\min} , может быть принята равной нулю.

Аргумент интеграла вероятности функции распределения

$$x_i = \lg(d_i / d_{\min}) / (\lg \sigma_\eta^r).$$

Интеграл вероятности функции распределения определяется:

если $x_i < 2$,

$$\Phi(x_i) = \frac{2}{\pi} \cdot \left(X1 - \frac{X1^3}{1! \cdot 3} + \frac{X1^5}{2! \cdot 5} - \frac{X1^7}{3! \cdot 7} + \frac{X1^9}{4! \cdot 9} - \dots \right),$$

если $x_i \geq 2$,

$$\Phi(x_i) = 1 - \frac{1}{\sqrt{\pi}} e^{-X1^2} \cdot \left(\frac{1}{X1} - \frac{1}{2X1^3} + \frac{1 \cdot 3}{2^2 X1^5} - \frac{1 \cdot 3 \cdot 5}{2^3 X1^7} + \frac{1 \cdot 3 \cdot 5 \cdot 7}{2^4 X1^9} - \dots \right).$$

Здесь $X1 = x_i / \sqrt{2}$.

Таблица 7.6

Оптимальные значения соотношения $\frac{\Delta P}{\rho_r}$

Тип циклона	Значения $\frac{\Delta P}{\rho_r}$
ЛИОТ, СИОТ, ВНИИОТ	900–1700
ЦН-11	800–1400
ЦН-15, ЦН-15У	500–1000
ЦН-24	300–600
СКЦН-34, СКН-34М, СДКЦН-33, СЦН-40	1200–2400
БЦ	300–600

Примечание. Верхним пределом соотношений следует пользоваться в тех случаях, когда предъявляются особо высокие требования к сокращению габаритов установки и эффективности очистки.

При выполнении расчетов «вручную» значения $\Phi(x_i)$ выбираются из табл. 7.7.

Фракционная степень очистки газа, %,

$$\eta_i = 50 \cdot (1 + \Phi(x_i)).$$

Процентное содержание частиц пыли размером d_i , %, $\Delta P_i = P_{i+1} - P_i$.

$$\Delta P_i = P_{i+1} - P_i.$$

Причем $\sum_{i=1}^n \Delta P_i = 100\%$.

Общая степень очистки газа, %, $\eta_o = 0,01 \sum_{i=1}^n \eta_i \Delta P_i$.

$$\eta_o = 0,01 \sum_{i=1}^n \eta_i \Delta P_i.$$

Если $\eta_o \geq \eta_t$, то циклон выбран верно, иначе повторите расчет, увеличив количество циклонов (уменьшив их диаметр), или заменив циклон на более эффективный.

Остаточная запыленность газа, $г/м^3$, $Z_{ост} = Z \cdot (1 - 0,01 \cdot \eta_o)$.

$$Z_{ост} = Z \cdot (1 - 0,01 \cdot \eta_o).$$

Таблица 7.7

Значение функции $\Phi(x)$

X	$\Phi(x)$	X	$\Phi(x)$	X	$\Phi(x)$	X	$\Phi(x)$
0,00	0	0,30	0,2358	0,60	0,4515	0,90	0,6319
1	80	31	2434	61	4581	91	6372
2	160	32	2510	62	4647	92	6424
3	2339	33	2586	63	4713	93	6475
4	319	34	2661	64	4778	94	6528
0,05	399	0,35	2737	0,65	4843	0,95	6579
6	478	36	2812	66	4907	06	6629
7	558	37	2886	67	4971	97	6680
8	638	38	2961	68	5035	98	6729
9	717	39	3035	69	5098	99	6778
0,10	797	0,40	3108	0,70	5161	1,00	6827
11	876	41	3182	71	3223	01	6875
12	955	42	3255	72	5285	02	6925
13	1034	43	3328	73	5346	03	6970
14	1113	44	3401	74	5407	04	7017
0,15	1192	0,45	3473	0,75	5467	1,05	7063
16	1271	46	3545	76	5527	06	7109
17	1350	47	3616	77	5587	07	7154
18	1428	48	3688	78	5646	08	7199
19	1507	49	3759	79	5705	09	7243
0,2	1585	0,50	3829	0,80	5763	1,10	7287
21	1663	51	3899	81	5821	11	7330
22	1741	52	3969	82	5878	12	7373
23	1819	53	4039	83	5935	13	7415
24	1897	54	4108	84	5991	14	7457
0,25	1974	0,55	4177	0,85	6047	1,15	7499
26	2051	56	4245	86	6102	16	7540
27	2128	57	4713	87	6157	17	7580
28	2205	58	3381	88	6211	18	7620
29	2282	59	4449	89	6265	19	7660
1,20	0,7699	1,50	0,8664	1,80	0,9281	2,50	0,9876

Окончание табл. 7.7

X	$\Phi(x)$	X	$\Phi(x)$	X	$\Phi(x)$	X	$\Phi(x)$
1,21	7737	1,51	0,8690	1,81	0,9297	2,55	0,9892
22	7775	52	8715	82	9312	60	9907
23	7813	53	8740	83	9228	65	9920
24	7850	54	8764	84	9342	70	9931
1,25	7887	1,55	8789	1,85	9357		
26	7923	56	8812	86	9371		
27	7959	57	8836	87	9385		
28	7995	58	8869	88	9399		
29	8029	59	8882	89	9412		
1,30	8064	1,60	8904	1,90	9426		
31	8098	61	8926	91	9439		
32	8132	62	8948	92	9451		
33	8163	63	8969	93	9464		
34	8198	64	8990	94	9476		
1,35	8230	1,65	9011	1,95	9488		
36	8262	66	9031	96	9500		
37	8293	67	9051	97	9512		
38	8324	68	9070	98	9523		
39	8355	69	9090	99	9534		
1,40	8385	1,70	9109	2,00	9545		
41	8514	71	9127	05	9596		
42	8444	72	9146	10	9643		
43	8475	73	9164	15	9684		
44	8501	74	9181	20	9722		
1,45	8529	1,75	9199	1,25	9756		
46	8557	76	9216	30	9786		
47	8584	77	9233	35	9812		
48	8611	78	9249	40	9836		
49	8638	79	9263	45	9857		

Остаточное содержание в газе отдельных фракций пыли, $г/м^3$, и их массовая доля, %, $Z_{oi} = (1 - 0,01 \cdot \eta_i) \cdot Z \cdot 0,01 \Delta P_i$, $P_{oi} = (Z_i/Z_{ост})100$.

7.2. Программа расчета циклона

Программа составлена на языке *Бейсик*. В качестве исходных данных вводятся (в скобках даны значения данных контрольного примера):

- объемный расход сухого газа при нормальных условиях $V_{o,з}$, $м^3/с$ (16);
- влажность очищаемого газа $X_в$, $кг/м^3$ (0,013);
- температура очищаемого газа $t_г$, $^{\circ}C$ (130);
- избыточное давление (+) или разрежение (-) очищаемого газа $P_г$, $кПа$ (+15);
- барометрическое давление $P_{бар}$, $кПа$ (101);
- состав газа по компонентам $X(CO)$, $X(CO_2)$, $X(O_2)$, $X(N_2)$, $X(SO_2)$, $X(NO_2)$, $X(H_2S)$, доли (0; 0,13; 0; 0,76; 0; 0; 0,11)
- концентрация пыли в очищаемом газе Z , $г/м^3$ (40),
- число фракций пыли N (7);
- дисперсный состав пыли d_i , $мкм$ (2,5; 4; 6,3; 10; 16; 25; 40);
- процентный состав пыли, имеющей размер частицы d_i и менее P_i , % (1,5; 3; 7; 14; 28; 50; 80);
- плотность пылевых частиц ρ_n , $кг/м^3$ (2150);
- требуемая степень очистки газа от пыли η_m , (86).

Выбор циклона

- признак типа циклона PT (8);
- дисперсия размеров пылевых частиц от стандартного распределения $lg\sigma_{\eta}^m$ (0,308);
- оптимальная скорость газа в циклоне $\omega_{опт}$, $м/с$ (1,7);
- средний медианный размер частиц пыли, теоретически улавливаемых на 50%, d_{50}^m , $мкм$ (1,94);
- количество единичных циклонов в группе $N_{ц}$, *шт* (6).

Введите коэффициенты:

- коэффициент гидравлического сопротивления циклона (1050);
- коэффициент, учитывающий отличие диаметра циклона от 500 мм, K_1 (1);
- поправка на влияние запыленности газа K_2 (0,93);
- поправка на влияние групповой компоновки циклонов K_3 (60).

Значения исходных данных d_i , p_i , ρ_n выбирают по *прил. 7.2–7.3* или из опытных измерений. Пример результатов расчета, выводимых на экран, приводится в *прил. 7.1*.

Пример результатов расчета циклона

Результаты расчета:

Поправочный коэффициент

$$BETA = 0,7757$$

Плотность сухого газа при нормальных условиях, $кг/м^3$,

$$R0 = 1,2061$$

Плотность сухого газа при рабочих условиях, $кг/м^3$,

$$RGC = 0,9353$$

Плотность влажного газа при рабочих условиях, $кг/м^3$,

$$RG = 0,9306$$

Динамическая вязкость газа при рабочих условиях, $Па \cdot с$,

$$MG = 4,7 \cdot 10^{-5}$$

Расход влажного газа при рабочих условиях, $м^3/с$,

$$VG = 12,61$$

Общая площадь проходного сечения циклонов, $м^2$,

$$F = 7,42$$

Расчетный диаметр одиночного циклона, $мм$,

$$DC = 1255$$

Диаметр циклона из стандартного ряда, $мм$,

$$DS = 1200$$

Расчетная скорость газа в циклоне, $м/с$,

$$WG = 1,859$$

Отличие расчетной скорости от оптимальной, $\%$,

$$DW = 9,39$$

Коэффициент гидравлического сопротивления циклона,

$$KSIC = 1026$$

Гидравлическое сопротивление циклона, $Па$,

$$DP = 1650$$

Коэффициент KP

$$KP = 1773$$

Минимальный размер частиц, $мкм$,

$$DMIN = 8,07$$

Диаметр частиц	Аргумент	Степень очистки
D(1)=2,5	X(1)=0	X ₁ (1)=0
D(2)=4	X(2)=0	X ₁ (2)=0
D(3)=6,3	X(3)=0,301	X ₁ (3)=0
D(4)=10	X(4)=0,301	X ₁ (4)=61,839

D(5)=16	X(5)=9,563	X ₁ (5)=83,248
D(6)=35	X(6)=1,563	X ₁ (6)=94,579
D(7)=40	X(7)=2,255	X ₁ (7)=99,162

Общая степень очистки газа, %, $FO = 86,54$

Остаточная запыленность газа, $г/м^3$, $Z_I = 5,38$

Остаточное содержание отдельных фракций

$г/м^3$	%
$Z_o(1) = 0,60$	$P_o(1) = 11,14$
$Z_o(2) = 0,60$	$P_o(2) = 11,14$
$Z_o(3) = 1,60$	$P_o(3) = 29,72$
$Z_o(4) = 1,07$	$P_o(4) = 19,85$
$Z_o(5) = 0,94$	$P_o(5) = 17,42$
$Z_o(6) = 0,48$	$P_o(6) = 8,86$
$Z_o(7) = 0,10$	$P_o(7) = 1,87$

8. Лабораторная работа №8

Расчет тканевого фильтра

Рукавные тканевые фильтры – широко распространенные и эффективные аппараты пылеулавливания, их применяют для отделения пыли от газов и воздуха в различных отраслях промышленности: в черной и цветной металлургии, химической и нефтяной промышленности, промышленности строительных материалов и т.д.

Рукавные фильтры представляют собой аппараты с корпусами прямоугольной или круглой формы (*рис. 8.1*). Внутри корпусов подвешены рукава диаметром от 100 до 300 мм высотой от 0,5 до 10 м. Фильтрация воздуха или газа осуществляется пропусканием запыленной среды через ткань рукава. В рукавных фильтрах разной конструкции газ может перемещаться в направлении рукава наружу или наоборот. После того, как гидравлическое сопротивление достигает предельно допустимую величину, производят регенерацию рукавов (сбрасывание в бункер накопившегося слоя пыли). Для регенерации пользуются обратной импульсной и струйной продувкой или механическим встряхиванием, которое может применяться в сочетании с обратной продувкой.

Помимо способа регенерации, рукавные фильтры различаются площадью фильтрующей поверхности, допустимой величиной рабочего давления (разряжения), количеством секций, формой, диаметром, высотой и конструктивными особенностями рукавов (наличие каркаса, колец по высоте рукава и т.д.).

Рукавные фильтры обеспечивают очистку воздуха и газов от пыли (в том числе высокодисперсной) эффективностью до 99% и выше.

Степень очистки газа в рукавном фильтре определяется дисперсностью и другими свойствами улавливаемой пыли, качеством фильтровального материала, способом и режимом регенерации, величиной удельной газовой нагрузки, гидравлического сопротивления и др.

Пропускная способность рукавного фильтра зависит от площади фильтрующей поверхности и удельной газовой нагрузки, определяемой по эксплуатационным и опытным данным.

8.1. Расчет тканевого фильтра

Целью расчета является определение площади фильтрации, а после выбора типоразмера устанавливаемых фильтров – их числа.

Площадь фильтрации зависит от количества (объема) фильтруемого запыленного газа (с учетом увеличения его объема в результате увлажнения и подсоса воздуха), наличия ввода воздуха для обратной продувки и изменения объема газов при изменении температуры, а также гидравлического сопротивления фильтра, определяемого в основном сопротивлением запыленной ткани.

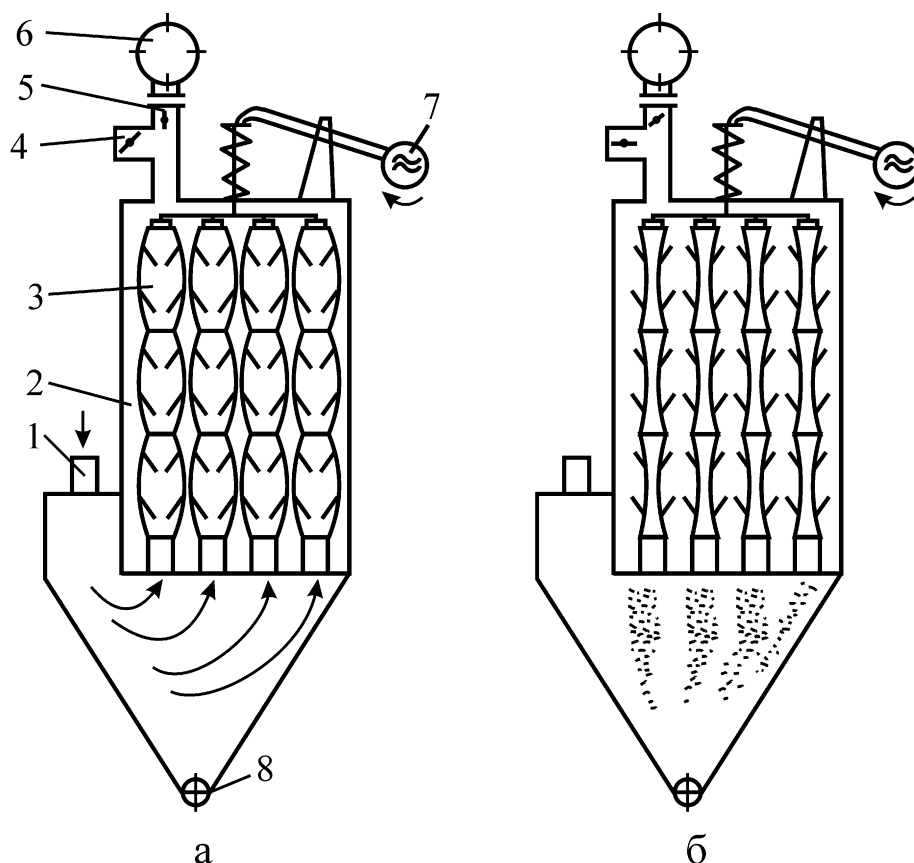


Рис. 8.1. Схема рукавного фильтра с обратной продувкой и встряхиванием: а – режим фильтрования; б – режим регенерации. 1 – входной патрубок; 2 – корпус фильтра; 3 – рукав; 4 – продувочный клапан; 5 – выпускной клапан; 6 – коллектор очищенного газа; 7 – вал механизма встряхивания; 8 – пылевывгрузное устройство

Количество воздуха, подсасываемого на охлаждение запыленного газа с температуры газа до допустимой температуры смеси (газ - воздух), подаваемой в фильтр, определяется по формуле, $\text{м}^3/\text{ч}$,

$$V_{o,b} = V'_{o,r} \cdot \frac{C_r^{tr} \cdot t_r - C_r^{tr,D} \cdot t_{r,D}}{C_r^{tr} \cdot t_r - C_b^{tb} \cdot t_b}, \text{м}^3/\text{ч},$$

где $V'_{o,r}$ – расход сухого очищаемого газа при нормальных условиях, $\text{м}^3/\text{ч}$;

C_r^{tr} и $C_r^{tr,D}$ – теплоемкости соответственно запыленного газа при температурах t_r и $t_{r,D}$, $\text{кДж}/(\text{м}^3 \text{град})$;

C_b^{tb} – теплоемкость атмосферного воздуха при t_b , $\text{кДж}/(\text{м}^3 \text{град})$;

$t_{r,D}$ – допустимая рабочая температура очищаемого газа, $^{\circ}\text{C}$;

t_r – температура отходящего на очистку газа, $^{\circ}\text{C}$;

t_b – температура воздуха, $^{\circ}\text{C}$.

Полное количество смешанного с воздухом газа, поступающего на фильтрацию при нормальных условиях, $\text{м}^3/\text{ч}$,

$$V_{o,r} = V'_{o,r} + V_{o,b}.$$

Расход сухого смешанного газа при рабочих условиях, $\text{м}^3/\text{ч}$,

$$V'_\Gamma = V_{o,\Gamma} \frac{101,3 \cdot (273 + t_{\Gamma,D})}{273 \cdot (P_{\text{бар}} \pm P_\Gamma)},$$

где $P_{\text{бар}}$ – барометрическое давление на местности, кПа ;

P_Γ – избыточное давление (разряжение) газа, кПа ,

(«+» если P_Γ избыточное давление; «-» если P_Γ – разряжение).

Расход влажного смешанного газа при рабочих условиях, идущего на фильтрацию, $\text{м}^3/\text{ч}$,

$$V_\Gamma = \frac{V'_\Gamma}{V_{o,\Gamma}} \cdot \left[V'_{o,\Gamma} \left(1 + \frac{X_\Gamma}{0,804} \right) + V_{o,B} \left(1 + \frac{X_B}{0,804} \right) \right],$$

где X_Γ и X_B – содержание водяных паров в отходящем газе и атмосферном воздухе соответственно, $\text{кг}/\text{м}^3$.

Плотность влажного газа при нормальных условиях, $\text{кг}/\text{м}^3$,

$$\rho_{o,\Gamma,\text{вл}} = 0,804(\rho_{o,\Gamma} + X_\Gamma)/(0,804 + X_\Gamma),$$

где $\rho_{o,\Gamma}$ – плотность сухого газа при нормальных условиях.

Плотность влажного воздуха при нормальных условиях, $\text{кг}/\text{м}^3$,

$$\rho_{o,B,\text{вл}} = 0,804(\rho_{o,B} + X_B)/(0,804 + X_B).$$

где $\rho_{o,B}$ – плотность сухого воздуха при нормальных условиях.

Плотность влажного смешанного газа при нормальных условиях, $\text{кг}/\text{м}^3$,

$$\rho_{o,\text{вл}} = \rho_{o,\Gamma,\text{вл}} \frac{V'_{o,\Gamma}}{V_{o,\Gamma}} + \rho_{o,B,\text{вл}} \frac{V_{o,B}}{V_{o,\Gamma}}.$$

Плотность влажного смешанного газа при рабочих условиях, $\text{кг}/\text{м}^3$,

$$\rho_\Gamma = \frac{\rho_{o,\text{вл}} \cdot 273(P_{\text{бар}} \pm P_\Gamma)}{(t_{\Gamma,D} + 273) \cdot 101,3}.$$

Коэффициент динамической вязкости при рабочей температуре, $\text{Па} \cdot \text{с}$:

$$\text{газа } \mu'_\Gamma = \mu_{o,\Gamma} \frac{273 + K_\Gamma}{t_{\Gamma,D} + 273 + K_\Gamma} \left[\frac{t_{\Gamma,D} + 273}{273} \right]^{3/2};$$

$$\text{воздуха } \mu'_B = \mu_{o,B} \frac{273 + K_B}{t_{\Gamma,D} + 273 + K_B} \left[\frac{t_{\Gamma,D} + 273}{273} \right]^{3/2};$$

$$\text{воды } \mu'_{\text{H}_2\text{O}} = \mu_{o,\text{H}_2\text{O}} \frac{273 + K_{\text{H}_2\text{O}}}{t_{\Gamma,D} + 273 + K_{\text{H}_2\text{O}}} \left[\frac{t_{\Gamma,D} + 273}{273} \right]^{3/2};$$

$$\text{смешанного газа } \mu_\Gamma = \mu'_\Gamma \frac{V'_{o,\Gamma}}{V_{o,\Gamma}} + \mu'_B \frac{V_{o,B}}{V_{o,\Gamma}} + \mu'_{\text{H}_2\text{O}} \frac{V'_\Gamma}{V_\Gamma};$$

Здесь $\mu_{o,\Gamma}$, $\mu_{o,B}$, $\mu_{o,\text{H}_2\text{O}}$ – коэффициенты динамической вязкости газа, воздуха, воды соответственно при нормальных условиях, $\text{Па} \cdot \text{с}$.

Концентрация пыли в смешанном влажном газе при рабочих условиях, $г/м^3$, $Z=Z_0 V'_{0,Г}/V_Г$, где Z_0 – концентрация пыли в отходящем на очистку газе при нормальных условиях, $г/м^3$.

Расчетная допустимая газовая нагрузка при заданных условиях, $м^3/(м^2 мин)$,

$$q_{\phi} = q_n \cdot K_1 \cdot K_2 \cdot K_3 \cdot K_4 \cdot K_5.,$$

где q_n – нормативная газовая нагрузка фильтра, $м^3/(м^2 мин)$.

Коэффициенты K_1, K_2, K_3, K_4, K_5 определяются по формулам или выбираются из условий:

K_1 из табл. 8.1;

$K_2 = 0,983 \exp[-0,00169 Z]$;

$K_3 = 1,3$, если $d_m > 100$ мм;

$K_3 = 1,1$, если $5 < d_m \leq 100$;

$K_3 = 1,0$, если $10 < d_m \leq 50$;

$K_3 = 0,9$, если $3 \leq d_m \leq 10$;

$K_3 = 0,75$, если $d_m < 3$;

$K_4 = 1,058 \exp[-0,00353 t_{r,D}]$

$K_5 = 1$ при $Z > 0,02$ $г/м^3$; $K_5 = 0,96$ при $Z < 0,2$ $г/м^3$.

Гидравлическое сопротивление фильтровальной перегородки с учетом пыли, оставшейся на ней после регенерации, $кПа$,

$$\Delta p_1 = \mu_r \cdot \omega_{\phi} \cdot A / 60000,$$

где ω_{ϕ} – скорость фильтрации, $м/с$;

$$A = 670 \cdot 10^{-6} (1 - \varepsilon_{\Pi})^2 \cdot \varepsilon_{\text{тк}}^3 (h_o \cdot 10^3)^{2/3} / [(d_m \cdot 10^{-6})^{1,75} \varepsilon_{\Pi}^3], 1/м;$$

Здесь h_o – удельное гидравлическое сопротивление ткани, отнесенное к толщине 1м при скорости воздуха 1 м/с, $кПа$;

d_m – средний медианный диаметр пылевых частиц, $мкм$;

$\varepsilon_{\text{тк}}$ – пористость ткани;

ε_{Π} – пористость слоя пыли, осевшей на фильтре.

$$\varepsilon_{\Pi} = 1 - 79 d_m^{0,47}$$

Таблица 8.1

Значение скорости фильтрации и коэффициента K_1 для некоторых материалов и способов регенерации

<i>Материал</i>	<i>Способ регенерации</i>	<i>Скорость фильтрации</i>	K_1
Стеклоткань	Обратная продувка	0,3 - 0,8	0,63
Лавсан	Обратная продувка со встряхиванием	0,5 - 0,9	0,84
Нетканый материал	Импульсная продувка	1,6 - 3,5	1
Лавсан	Импульсная продувка	1,6 - 3,5	1
Нетканый материал	Струйная продувка	3,0 - 6,0	1,1
Шерсть	Обратная продувка со встряхиванием	0,7 - 0,9	0,84
Нитрон	Струйная продувка	3,0 - 6,0	1,1
Полифен	Струйная продувка	3,0 - 6,0	1,1

Пористость ткани и удельное гидравлическое сопротивление для некоторых типов тканей приведена в *табл. 8.2*:

Допустимое гидравлическое сопротивление фильтра с накопившейся на нем пылью

$$\Delta P_{\phi} = \Delta p_1 + \Delta p_2,$$

где Δp_1 – сопротивление фильтровальной перегородки с учетом пыли, оставшейся на ней после регенерации, *кПа*;

Δp_2 – сопротивление слоя пыли, *кПа*.

Гидравлическое сопротивление корпуса фильтра, *кПа*,

$$\Delta p_k = \xi \cdot \omega_{\text{вх}}^2 \cdot \rho_r / 2000,$$

где ξ – коэффициент сопротивления входного патрубка и корпуса фильтра.

Таблица 8.2

**Значения пористости $\varepsilon_{тк}$ и гидравлического сопротивления h_0
для некоторых типов тканей**

<i>Материал</i>	$\varepsilon_{тк}$	$h_0, \text{кПа}$
Стеклоткань	0,52	2700
Лавсан	0,75	189
Нетканый материал	0,35	9200
Шерсть	0,88	84
Нитрон	0,83	180
Полифен	0,66	880

Расчетное время процесса фильтрации, с,

$$\tau_{\phi} = \left[\frac{1000 \cdot \Delta P_{\phi}}{\mu_{\Gamma} \cdot \frac{\omega_{\phi}}{60}} - A \right] / \left[B \cdot \frac{\omega_{\phi}}{60} \cdot \frac{Z}{1000} \right],$$

где $B = 817(1 - \varepsilon_{п}) / [(d_{м} \cdot 10^{-6})^2 \varepsilon_{п}^3 \cdot \rho_{ч}]$, м/кг ;

$\rho_{ч}$ – плотность пылевых частиц, кг/м³.

Расчетное количество регенераций фильтра за 1 час работы, 1/с,

$$n_p = 3600 / (\tau_{\phi} + \tau_p),$$

где τ_p – рекомендуемое время регенерации фильтра, с;

τ_{ϕ} – расчетное время процесса фильтрации, с.

Ориентировочное количество воздуха, идущего на продувку при регенерации фильтра, м³/ч,

$$V'_p = V_{\Gamma} \cdot n_p \cdot \tau_p / 3600.$$

Ориентировочная площадь фильтрации, м²,

$$F'_{\phi} = (V_{\Gamma} + V'_p) / (60 \cdot q_{\phi}).$$

Используя нормативные данные (табл. 8.3-8.11) выбирают марку фильтра с некоторым запасом по площади фильтрации ($F_{\phi} \geq F'_{\phi}$) и число секций N_c .

Площадь одной секции, м²,

$$F_c = F_{\phi} / N_c.$$

Фильтрующая поверхность, отключаемая на регенерацию, м²,

$$F_p = F_{\phi} \cdot \tau_p \cdot n_p / 3600.$$

Уточненное количество воздуха, идущего на продувку при регенерации фильтра при $\omega_{\text{продувки}} \approx \omega_{\phi}$, $\text{м}^3/\text{ч}$,

$$V_p = 60 \cdot F_p \cdot \omega_{\phi}.$$

Уточненная площадь фильтрации, м^2 ,

$$F_{\phi,y} = (V_r + V_p) / (60 \cdot q_{\phi}) + F_p.$$

Отличие нормативной и уточненной площади фильтрации, %,

$$\Delta F = \frac{F_{\phi} - F_{\phi,y}}{F_{\phi}} \cdot 100.$$

Суммарное время регенераций ($N_c - 1$) секций фильтра

$$\tau_{p,c} = (N_c - 1) \tau_p.$$

Продолжительность периода фильтрования для любой секции фильтра τ_{ϕ} должна быть больше суммарной продолжительности регенерации остальных секций $\tau_{p,c}$ ($\tau_{\phi} > \tau_{p,c}$).

Фактическая газовая нагрузка фильтра, $\text{м}^3/(\text{м}^2 \cdot \text{мин})$,

$$q'_{\phi} = \frac{V_r / 60 + F_c \cdot q_{\phi}}{F_{\phi} - F_c}.$$

Отличие фактической и расчетной газовых нагрузок

$$\Delta q = \frac{q'_{\phi} - q_{\phi}}{q'_{\phi}} \cdot 100, \%$$

Количество пыли накапливающейся на секции фильтра за период между отдельными регенерациями, кг ,

$$M_c = MF_c / 1000,$$

где M – количество пыли, оседающей на 1 м^2 поверхности фильтра, $\text{г}/\text{м}^2$,

$$M = Z \cdot \omega_{\phi} \cdot \tau_{\phi} / 60.$$

8.2. Программа расчета тканевого фильтра

Программа составлена на языке *Бейсик*.

В качестве исходных данных вводятся (в скобках даны значения данных контрольного примера):

- константа Сатерленда газа $K_e = 124$, воздуха $K_e = 124$, воды $K(H_2O) = 961$;
- расход сухого очищаемого газа при нормальных условиях $V_{ог}$, $\text{м}^3/\text{ч}$ (125000);
- температура отходящего на очистку газа t_g , $^{\circ}\text{C}$ (145);
- температура воздуха t_b , $^{\circ}\text{C}$ (30);
- допустимая рабочая температура очищаемого газа $t_{r,д}$, $^{\circ}\text{C}$ (130);
- плотность газа при нормальных условиях $\rho_{ог}$, $\text{кг}/\text{м}^3$ (1,3);
- плотность воздуха при нормальных условиях, $\rho_{о,в}$, $\text{кг}/\text{м}^3$ (1,293);
- коэффициент динамической вязкости газа при нормальных условиях $\mu_{ог}$, $\text{Па} \cdot \text{с}$ ($17,9 \cdot 10^{-6}$);
- коэффициент динамической вязкости воздуха при нормальных условиях

$\mu_{o,B}$, Па·с ($17,5 \cdot 10^{-6}$);

– коэффициент динамической вязкости воды при нормальных условиях $\mu_o(H_2O)$, Па·с ($10 \cdot 10^{-6}$);

– теплоемкость отходящего газа при температуре газа $C_{\Gamma}(t_{\Gamma})$, кДж/(м³град) (1,08);

– теплоемкость отходящего газа при допустимой температуре газа $C_{\Gamma}(t_{\Gamma,д})$ кДж/(м³град) (1,07);

– теплоемкость атмосферного воздуха при температуре воздуха $C_B(t_B)$, кДж/(м³град) (1,297);

– содержание водяных паров в отходящих газах X_z , кг/м³ (0);

– содержание водяных паров в атмосферном воздухе X_b , кг/м³ (0);

– барометрическое давление на местности $p_{бар}$, кПа (101,3);

– избыточное давление (разрежение) газа P_z , кПа;

– средний медианный диаметр пылевых частиц d_m , мкм (3);

– концентрация пыли в отходящем на очистку газе Z_o , г/м³ (13,3);

– плотность пылевых частиц $\rho_{\text{ч}}$ кг/м³ (2800).

В диалоговом режиме вводятся следующие исходные данные:

- тип фильтрующего материала PR1 (0):

0. стеклоткань;

1. лавсан;

2. нетканый материал;

3. шерсть;

4. нитрон;

5. полифен;

- способ регенерации фильтра PR2 (0):

0 - обратная продувка;

1 - обратная продувка со встряхиванием;

2 - струйная продувка;

3 - импульсная продувка;

- тип пыли PR2 (1):

0- пыль антрацитного угля, возгонов металла;

1- пыль кокса, золы, металла порошков, окислов металлов;

- оптимальная скорость газа на выходном патрубке фильтра $\omega_{\text{вх}}$, м/с (8);

- коэффициент сопротивления входного патрубка и корпуса фильтра ξ (2);

- допустимое сопротивление слоя пыли на фильтре, кПа (0,3);

- скорость фильтрации $\omega_{\text{ф}}$, м/мин (0,57);

После определения ориентировочной площади фильтрации необходимо произвести выбор фильтра (табл. 8.3-8.11)

Ввести площадь фильтрующей поверхности типового фильтра и число секций. Результаты расчета контрольного примера приведены в Прил. 8.1.

Таблица 8.3

Фильтры рукавные с обратной продувкой типа ФРО (материал рукавов: $t \leq 130^{\circ}\text{C}$ лавсан, нитрон, полифен, $t \leq 130^{\circ}\text{C}$ - стеклотань)

Характеристика	Модель фильтра									
	1250-1	1650-1	2500-1	4100-2	5100-2	6000-2	7000-2	8000-2	20000-2	24000-2
Фильтрующая поверхность, м^2	1266	1688	2530	4104	5130	6156	7182	8208	20520	24624
Количество рукавов	252	336	504	432	540	646	756	864	2160	2592
Количество секций	86	8	12	8	10	12	14	16	10	12
Высота рукава, м	8	8	8	10	10	10	10	10	10	10
Диаметр рукава, мм	200	200	200	300	300	300	300	300	300	300
Габаритные размеры: LxBxH, м	5,10*	6,60*	9,60*	12,6*	15,6*	18,6*	21,6*	24,6*	30,4*	36,4*
	6,84*	6,84*	6,84*	9,84*	9,84*	9,84*	9,84*	9,84*	21,0*	21,0*
	13,77	13,77	13,77	16,20	16,20	16,20	16,20	16,20	22,64	22,64
Масса, т	37,8	50,4	75,6	108,5	136	162,8	190	217	540	650

Таблица 8.4

Фильтры типа ФРКИ (рукавные, каркасные с импульсной продувкой)

Характеристика	ФРКИ-30	ФРКИ-60	ФРКИ-90	ФРКИ-180	ФРКИ-360
Фильтрующая поверхность, м^2	30	60	90	180	360
Количество рукавов	36	72	108	144	288
Количество секций	1	2	3	4	8
Высота рукава, м	2	2	2	3	3
Количество электромагнитных клапанов	6	12	18	24	48
Габаритные размеры: LxBxH, м	1,46x	2,82x	4,14x	5,48x	5,85x
	2,66x	2,06x	2,06x	2,06x	4,37x
	3,62	3,62	4,62	4,62	4,88
Масса, т	1,3	2,1	3,0	4,6	9,9

Примечание. Диаметр рукава 130 мм, ткань – лавсан (130°C)

Таблица 8.5

Фильтры типа ФРКДИ (Рукавные, каркасные с двусторонней импульсной продувкой)

<i>Характеристики</i>	<i>ФРКДИ-500</i>	<i>ФРКДИ-720</i>	<i>ФРКДИ-1100</i>
Фильтрующая поверхность, м ²	550	720	1100
Количество рукавов	216	288	432
Количество секций	6	8	12
Габаритные размеры L x B x H, м	1,94x 4,37x9,21	6,28x4,37x 9,21	8,95x4,37x9,21
Количество электромагнитных клапанов	72	96	144
Масса, т	20,5	28,7	33,0

Примечание. Диаметр рукава 130 мм, высота 6 м; ткань – лавсан(130⁰С)

Таблица 8.6

Фильтры типа СМЦ-101А (регенерация обратной продувкой)

<i>Характеристика</i>	<i>Габаритные</i>		
	<i>1</i>	<i>2</i>	<i>3</i>
Фильтрирующая поверхность секции, м ²	55; 50	116; 110	287
Высота рукава	2,25	4,5	9
Габаритные размеры LxBxH, м	3,2 x1,7	3,2x1,7x9,2	3,2x1,7x13,9
Масса, т	2,4; 2,75	3,2;3,6	14

Примечания. 1. Диаметр рукава 200 мм; количество рукавов 36; ткань – лавсан. 2. Для габарита 1 собирают не более четырех секций, для габарита 2 и 3 – не более 10 секций. 3. Фильтры 1-го и 2-го габаритов могут быть снабжены механизмами встряхивания.

Таблица 8.7

**Фильтры типа УРФМ (регенерация обратной продувкой
с встряхиванием)**

<i>Характеристика</i>	<i>УРФМ -11М</i>	<i>УРФМ-3</i>
Фильтрующая поверхность, м ²	2300	1610
Количество секций	20	14
Число рукавов	840	488
Габаритные размеры	23х4,8х13,4	16,1х4,8х13,1
Масса, т	109	78,3

Примечание. Диаметр рукава 220 мм, высота 4,063 м, ткань – нитрон (130°С).

Таблица 8.8

**Фильтры типа ФРОС (регенерация обратной продувкой сжатым
воздухом при Р = 0,15 + 0,20 МПа)**

<i>Характеристика</i>	<i>ФРОС-9</i>	<i>ФРОС-13,5</i>	<i>ФРОС-20</i>	<i>ФРОС-31</i>	<i>ФРОС-66</i>
Фильтрующая поверхность, м ²	9	13,5	20	31	66
Количество секций	4	4	6	6	8
	16	16	36	36	76
Габаритный размеры LxBxH, м	4,5х 2,17х 1,8	5,5х 2,17х 1,0	5,2х 2,76х 1,6	6,2х 2,76х 1,6	6,9х 3,36х 2,2
Масса, т	1	1,1	2,0	2,3	3,7

Примечание. Ткань – металлическая сетка С120 (500 °С)

Таблица 8.9

**Фильтры типа РФСП (регенерация поэлементной
струйной продувкой)**

<i>Характеристика</i>	<i>РФСР-П</i>	<i>РФСР-1580</i>
Фильтрующая поверхность, м ²	370	1580
Количество секций	4	20
Количество рукавов	88	480
Диаметр рукавов, мм	360	220
Габаритны размеры LxVxH, м	11,5x5,05x13,2	25,75x7,74x11,77
Масса, т	42	180

Примечание. Высота рукава 5 м; ткань – лавсан (130°С)

Таблица 8.10

Фильтры типа ФРП (рукавные импульсные)

<i>Характеристики</i>	<i>ФРИ-630</i>	<i>ФРИ-800</i>	<i>ФРИ-1250</i>	<i>ФРИ-1600</i>
Фильтрующая поверхность, м ²	606	808	1212	1616
Максимальная производительность, тыс. м ³ /ч	58,2	77,6	116,5	155,2
Габаритные размеры LxVxH, м	4,52x 4,22x 9,325	5,85x 4,22x 9,325	8,54x 4,22x 9,325	11,22x 4,22x 9,325
Масса фильтра, т	15,03	18,57	25,52	33,14

Таблица 8.11

Фильтры ФКИ (кассетные импульсные)

<i>Характеристика</i>	<i>ФКИ - 28</i>	<i>ФКИ- 84</i>	<i>ФКИ-168</i>
Фильтрующая поверхность, м ²	28	84	168
Количество кассет, шт	1	3	6
Производительность, тыс.м ³ /ч	3,36	11,09	17,1
Габаритные размеры LxBxH, м	2,4x22,45x6,8	2,65x3,55x7,1	5,3x3,55x7,1

Приложение 8.1

Результаты расчета контрольного примера

Количество воздуха, подаваемого на охлаждение, м³/ч

$$VB=18553,8592$$

Полное количество смешенного с воздухом газа, м³/ч

$$VGS=143553,859$$

Плотность влажного газа, кг/м³

$$RGB=1,3$$

Плотность влажного воздуха кг/м³

$$RBB=1,293$$

Плотность влажного смешанного газа, кг/м³

$$RGO=1,29909527$$

Плотность влажного смешанного газа при рабочих условиях, кг/м³

$$RG=0,877426061$$

Расход сухого смешанного газа при рабочих условиях, м³/ч

$$VGP=212542,283$$

Расход влажного смешанного газа при рабочих условиях, м³/ч

$$VGBP=212542,282$$

Коэффициент динамической вязкости воздуха при TG-M, Па · с

$$MBT=2,44967122E-05$$

Коэффициент динамической вязкости газа при TG-M, Па · с

$$MGT=2,50566371E-05$$

Коэффициент динамической вязкости воды при рабочей температуре, Па · с

$$MH2=1,71967208E-05$$

Коэффициент динамической вязкости смешанного газа при рабочей температуре, Па · с:

$$MG=4,21809895E-05$$

Концентрация пыли в смешанном газе при рабочих условиях, $г/м^3$,

$$Z=7,82197303$$

$$K1=0,63, K2=0,970091123, K3=0,9, K4=0,668633202, K5=1$$

Расчетная допустимая газовая нагрузка, $м^3/(м^2 \text{ мин})$:

$$QF=0,441331345$$

Пористость слоя осевшей пыли:

$$EP=0,79961081$$

Коэффициент:

$$A=662799632$$

Гидравлическое сопротивление перегородки с учетом пыли, оставшейся на ней после регенерации, $кПа$,

$$P1=0,26559667$$

Допустимое гидравлическое сопротивление фильтра с накопившейся на нем пылью, $кПа$:

$$PF=1,06259667$$

Гидравлическое сопротивление корпуса фильтра, $кПа$:

$$PK=0,561552675$$

Полное гидравлическое сопротивление фильтра, $кПа$:

$$DP=1,11875193$$

Коэффициент:

$$B=1,42323912E+10$$

Расчетное время процесса фильтрации, $с$:

$$TAUF=1880,61614$$

Количество пыли на поверхности фильтра, $г/м^2$:

$$M=139,746222$$

Расчетное количество регенераций фильтра за 1 час работы, $1/с$:

$$NP=1,8749848$$

Количество воздуха, идущего на продувку при регенерации фильтра, $м^3/ч$:

$$VP1=4426,54367$$

Ориентировочная площадь фильтрации, $м^2$:

$$FF1=8193,72369$$

9. Лабораторная работа № 9

Расчет электрического фильтра

Электрофильтры предназначены для полутонкой и тонкой очистки газов от пыли. Они классифицируются по способу удаления осажденных частиц (сухие и мокрые), числу полей и секций (одно- и многопольные, одно- и многосекционные), направлению движения газового потока (горизонтальные и вертикальные), типу электродных систем (пластинчатые и трубчатые). Наиболее распространены в металлургии промышленные электрофильтры горизонтальные марок ЭГА и ЭГТ и вертикальные марки УВ. Это аппараты с удалением пыли с электродов встряхиванием (сухие), имеющие пластинчатые осадительные электроды и рамные коронирующие электроды игольчатые с фиксированными разрядными точками (фильтры ЭГА, УВ), или гладкие проволочные (фильтр ЭГТ).

Для питания электрофильтров выпрямленным током высокого напряжения и автоматического управления электрическим режимом очистки газа используются агрегаты питания АТФ, АТТФ и АТПОМ, комплектуемые тиристорным регулятором напряжения ПРТ (прибор регулирующий тиристорный). Агрегат АТФ имеет однофазную схему выпрямления тока и регулирование напряжения на электродах по интенсивности искрений в активной зоне или максимуму среднего напряжения на электродах. Агрегат АТТФ имеет трехфазную схему выпрямления тока и регулирование напряжения только по интенсивности искрений в активной зоне. Агрегат АТПОМ принципиально не отличается от АТФ, но в нем вместо обычного трансформаторного преобразователя используется масляный. Характеристики электрофильтров и агрегатов питания приведены в табл. 9.1, 9.2, 9.3, 9.4, 9.5.

9.1. Общая характеристика электрофильтра

Основными элементами электрофильтра являются коронирующий и осадительный электроды. Осадительные электроды изготавливаются в форме пластин, либо с решетчатыми выступами (для снижения вторичного уноса пыли), либо сплошных пластин, имеющих в сечении сложный профиль (например, трапецевидный). Коронирующие электроды располагаются между осадительными и изготавливаются либо гладкими (круглые, многогранные, иного профиля), либо игольчатыми с фиксированными разрядными точками (лента с выштампованными иглами, "колючая" проволока и т.д.). Использование игольчатых электродов улучшает равномерность распределения тока короны в поле активной зоны электрофильтра образуемой коронирующими и осадительными электродами. Электроды подвешиваются к верхним конструкциям электрофильтра, и располагаются с шагом между одноименными электродами H_k и шагом между разноименными электродами h_p . Группа

разноименных электродов образует поле активной зоны с длиной L , высотой H и площадью активного сечения F_a . Участки электрофильтра над и под электродной системой, в промежутках между крайними осадительными электродами и стенками фильтра, у распределительных решеток и в зонах пылесборных бункеров образуют нерабочую (пассивную) зону.

Для горизонтальных электрофильтров движение газа организуется по горизонтальному направлению параллельно плоскости осадительных электродов. Как правило, по ходу газа имеется несколько последовательно расположенных полей, т.е. электрофильтры являются многопольными. В вертикальных электрофильтрах газ движется снизу вверх параллельно осадительным электродам, фильтры обычно являются однопольными. Электрические поля объединяются в секцию. Если в электрофильтре поток газа разделяется на очистку в ряд секций, то аппарат является многосекционным.

Расчет электрофильтров состоит в выборе собственно очистного аппарата и агрегата питания с определением их конструктивных и режимных характеристик. Основными конструктивными характеристиками электрофильтра являются: 1) марка электрофильтра; 2) число секций $N_{ск}$ и газовых проходов N_z , полей N_p ; 3) активная длина поля L , м; 4) активная высота электродов H , м; 5) площадь активного сечения F_a и общая площадь осаждения $F_{ос}$, $м^2$; 6) шаг между коронирующими электродами h_p и расстояние между разноименными электродами h_p , м; 7) типы коронирующего и осадительного электродов; 8) длина $L_э$, ширина $B_э$ и высота $H_э$ типового электрофильтра (наружные габариты).

Основными режимными характеристиками электрофильтра являются:

- 1) общая и фракционная степени очистки газа;
- 2) производительность по очищаемому газу, $м^3/ч$;
- 3) допустимые температура очищаемого газа ($t_{доп}$), $^{\circ}C$, разрежение в электрофильтре $P_{доп}$, $кПа$, концентрация пыли в газе $Z_{доп}$, $г/м^3$, концентрация в газе пыли фракций $\delta < 10$ $мкм$, $Z^M_{доп}$, $г/м^3$;
- 4) вольт-амперная характеристика;
- 5) количество осаждаемой в бункере пыли $M_{ос}$, $кг/ч$;
- 6) время между очередными переключениями на регенерацию (очистку электродов от пыли) τ_p , ч;
- 7) номинальная $N_{ном}$, общая потребляемая мощность N_{Σ} , $кВ А$.

К техническим характеристикам агрегатов питания относятся:

- 1) марка агрегата питания и регулятора напряжения;
- 2) выпрямленное максимальное (U_{max}) и среднее (\bar{U}) напряжение, $кВ$;
- 3) выпрямленный средний (\bar{J}) и действующий (J_d) токи, $мА$;
- 4) потребляемые из сети ток (J_n , $А$), напряжение (U_n , $В$), мощность (N_c , $кВА$);
- 5) электрический КПД агрегата $\eta_{аг}$;

б) коэффициент мощности K_N .

9.2. Методика расчета электрофилтра

Для расчета электрофилтра известны: расход сухого газа при нормальных условиях $V_{r,0}$, $м^3/ч$; состав газа по компонентам (Y_i), его температура t_r , $^{\circ}C$; содержание влаги x , $г/м^3$; концентрация пыли на входе Z , $г/м^3$; фракционный состав пыли (δ_j) и массовые доли фракций $x(\delta(j))$ избыточное давление поступающего на очистку газа ($P_{z,u}$), $кПа$.

Расход газа на очистку в рабочих условиях составит, $м^3/ч$:

$$V_r = V_{r,0} = (1 + X/0,804)(t_r + 273) \cdot 101,3 / [273(P_{бар} + P_{г,и})],$$

где $P_{бар}$ – барометрическое давление на местности, $кПа$.

Из промышленного опыта для электрофилтров по условиям эффективного улавливания пыли рекомендованы скорости газа, $м/с$:

$\omega \leq 1,5$ (ЭГТ), $\omega \leq 1$ (УВ), $\omega \leq 1,5$ (ЭГА). При заданной скорости газа площадь активного сечения электрофилтра $F_a^p = V_r / (3600 \omega)$, $м^2$. По Прил. 9.1 для заданных t_z , $P_z = P_{бар} + P_{z,u}$, Z и доле фракций пыли с размерами $\delta < 10$ $мкм$ ($Z_{10} \leq Z_{доп}$) выбирается марка электрофилтра, чтобы $t_r \leq t_{др}$, $F_a^p \leq F_a$, $P_r \leq P_{доп}$ и $Z_{10} \leq Z^M_{доп}$.

Если по этим условиям проходят несколько электрофилтров и величина их габаритов соответствует требованиям по их размещению, то рекомендуется выбрать фильтр ЭГА как более эффективный, чем ЭГТ и УВ. Для выбранного электрофилтра уточняется скорость газа по фактическому значению площади активного сечения $\omega_z = V_r / (3600 F_a)$, $м/с$, после чего определяется удельная поверхность осаждения (f , $с/м$), $f = N_p L / (H_p \omega_r)$ и расчетная поверхность осаждения $F^p_{ос} = f V_r / 3600$, $м^2$. При этом время пребывания газа в активных зонах электрофилтра составит $\tau = L / \omega_r$, $с$.

Для получения расчетной вольт-амперной характеристики задается диапазон изменения тока короны (i , $мА/м$), определяются критическое напряжение электрического поля у коронирующего электрода, имеющего отрицательную полярность, и коэффициент передачи по электрическому каналу филтра. Для гладких коронирующих электродов $0,08 \leq i \leq 0,1$, для игольчатых коронирующих электродов $0,18 \leq i \leq 0,25$ $мА/м$. Критическая напряженность, $В/м$, электрического поля у коронирующего электрода с эффективным радиусом R , $м$:

$$E_{кр} = 3,039 \cdot 10^6 (\beta + 0,0311 \sqrt{\beta/R}),$$

где поправка $\beta = [273 / (101,3(t_r + 273))] (P_{бар} + P_{z,u})$.

Тогда критическое напряжение, при котором начинается коронный разряд, $В$:

$$U_{кр} = E_{кр} \cdot R \cdot \ln(D/R),$$

где $D = (H_k/2) \exp(\pi h_p/H_k)$ при $h_p/H_k \geq 1$, или
 $D = 4 h_p/\pi$ при $h_p/H_k < 1$.

Суммарная подвижность ионов компонентов газа

$$K = \sum_{j=1}^n Y_j K_j, \text{ м}^2/(\text{В} \cdot \text{с}),$$

где K_j – подвижность ионов j -го компонента газа ($j=1, \dots, n$).

Коэффициент передачи по электрическому каналу фильтра

$$C_3 = (4 \cdot 10^{-9} \cdot \pi^2 \cdot K \cdot S) / \{ 9 H_k^2 [\pi \cdot h_p / H_k - \ln(2\pi \cdot R / H_k)] \} A/B,$$

где $S = 0,403 \exp[-2,7(h_p/H_k)]$

Тогда вольт-амперная характеристика в диапазоне задаваемых напряжений ($v, \text{кВ}$) имеет вид $i_0 = C_3 \cdot 10^3 \cdot v(v-v_{kp})$, мА/м .

Известно, что степень очистки газа от пыли можно определить на основании теории и по данным обобщения экспериментальных исследований.

Теоретический расчет основан на использовании формулы Дейча. Согласно теории, физическая скорость, м/с , дрейфа пылевой частицы с размером δ_j

$$\omega_\phi(j) = 0,816 \cdot E_{oc} \sqrt{\delta_j \cdot [\alpha_1 \sqrt{10^{-3} \cdot i} + \alpha_2 \omega_r] \cdot 10^{-6} \cdot \epsilon_0 / \mu_r},$$

где напряженность электрического поля у поверхности осадительного электрода $E_{oc} = 5,48 \cdot 10^5 \sqrt{i}$, В/м ;

i – заданный средний ток короны, мА/м ;

δ_j – размер фракции, мкм ; коэффициенты дрейфа α_1 и α_2 для гладких коронирующих электродов $\alpha_1 = 9$, $\alpha_2 = 0,2$, для игольчатых электродов $\alpha_1 = 3$, $\alpha_2 = 0,2$; μ_r – динамическая вязкость газа в рабочих условиях, $\text{Па} \cdot \text{с}$;

$\epsilon_0 = 1/(4\pi \cdot 9 \cdot 10^9)$, Ф/м – абсолютная диэлектрическая проницаемость вакуума.

Расчет физической скорости дрейфа проводится для всех фракций пыли, после чего по формуле Дейча вычисляются фракционные степени улавливания пыли:

$$\eta_j = 1 - \exp[-N_p \omega_\phi(j) L / (\omega_r \cdot h_p)].$$

Общая степень очистки электрофильтра при относительном уносе, зависящем от числа полей, составит $\eta = \sum_{j=1}^n \eta_j \cdot \delta_j$, а величина относительного уноса $\beta_n = 1 - \eta$.

Расчет по данным промышленных исследований основан на информации о показателях работы электрофильтров в различных режимах и с различными пылями. Для обобщенной зависимости степени улавливания пыли от скорости газа $\eta = 1 + 0,005\omega_r - 0,015\omega_r^2$ можно рассчитать значения η при некоторых заданных скоростях $0,4 \leq \omega_{r,1} \leq 7$;

$0,8 \leq \omega_{r,2} \leq 1,2$; $1,3 \leq \omega_{r,3} \leq 1,8$, т.е. η_1, η_2, η_3 . При η_1 относительный унос пыли $\beta_{от}=1-\eta_1$.

Тогда коэффициент уноса пыли составляет

$$K_o = (1/A_1 \omega_{r,2}) [A_1/\omega_{r,2} + \ln\{(1-\eta_2-\beta_{от})/(1-\beta_{от})\}]$$

где $A_1 = \{(-1/\omega_{z,2}) \cdot \ln[(1-\eta_2-\beta_{от})] + \{(1/\omega_{z,3} \cdot \ln[(1-\eta_3-\beta_{от})/(1-\beta_{от})]\} / [(1/\omega_{z,2})^2 - (1/\omega_{z,3})^2]\}$.

Приведенный коэффициент уноса $K = K_o/(\rho_r H^{0,67})$, где ρ_r - плотность газа при рабочих условиях, кг/м³.

Физическая скорость, м/с, дрейфа пылевых частиц $\omega_{ф,э} = A_1 h_p/L$. Тогда общая степень улавливания электрофильтра составит

$$\eta_э = (1-\beta_{от})\{1-\exp[-f(1-K_o \omega_r^2)\omega_{ф,э}]\}.$$

Опыт показывает, что данная степень улавливания ближе к действительной, чем полученная из теоретических зависимостей, поэтому остальные характеристики определяются по $\eta_э$.

В электрофильтре осаждается $M_{ос} = 10^{-3} \eta_э Z V_z$, кг/ч пыли, а уносится с отходящим газом $M_{ун} = (1 - \eta_э) 10^{-3} Z V_z$, кг/ч пыли. По данным исследований, рациональная пылеемкость, кг/м², осадительных электродов, при которой не наблюдается ощутимого снижения качества очистки газа от пыли, $M_p = 3,2 - 0,267 l g \cdot \rho_э$ кг/м³, где $\rho_э$ - удельное электрическое сопротивление слоя пыли, Ом·м. Тогда рекомендуемое время между очередными очистками электродов, ч:

$$\tau_p = 16,7 F_{ос} M_p / (V_z Z \eta_э).$$

Теперь можно выбрать агрегат питания и рассчитать мощность электрофильтра. Сила тока, мА, необходимая на питание одного поля электрофильтра $J_T = i L_э$, где $L_э = H L N_z / H_k$ - длина электродов одного поля. По табл. 9.4 или табл. 9.5. выбираем агрегат питания, для которого $\bar{J} \geq J_m$, и выписываем его технические характеристики.

Средняя расчетная (номинальная) мощность, кВт·А, потребляемая агрегатом питания $N_{ном} = \bar{U} \cdot \bar{J} \cdot 10^{-6}$ кВт·А. С учетом коэффициента загрузки агрегата по току $K_J = J_T / \bar{J}$ и напряжению $K_U = U_{max} / \bar{U}$, расчетная потребляемая мощность $N_{рас} = K_J K_U N_{ном}$, кВт·А. На приводы механизмов встряхивания электродов, систем обогрева бункеров и изоляторных коробок расходуется мощность $N_{об} = 0,05 N_{рас}$, кВт·А, поэтому общая мощность, потребляемая электрофильтром, составит, кВт·А:

$$N_{\Sigma} = U_{max} \bar{J} K_{\phi} K_N / (K_{э} \eta_{ар}) + N_{об},$$

где K_{ϕ} - коэффициент формы кривой тока, задаваемый в диапазоне 1,1 ... 1,4;

$K_{э}$ - коэффициент перехода от амплитудного значения напряжения к эффективному, задаваемый в диапазоне 1,405 - 1,412;

K_N - коэффициент мощности;

$\eta_{ар}$ - КПД агрегата.

Количество агрегатов питания определяется по числу полей электрофильтра.

9.3. Программа расчета электрофильтра

Программа составлена на языке *Бейсик*. Задача решается в режиме диалога, в частности, при альтернативном выборе марок электрофильтра и агрегата питания. В качестве исходных данных задаются следующие параметры (в скобках даны значения для контрольного варианта расчета):

- состав очищаемого газа в объемных долях Y_j при $j \leq 6$ (0,19; 0,3; 0,01; 0,4; 0,05; 0,05);
- расход сухого газа на очистку при нормальных условиях $V_{r,o}$, $м^3/ч$ (108000);
- содержание водяных паров в газе x , $г/м^3$ (100);
- температура очищаемого газа на входе t_r , $^{\circ}C$ (300);
- барометрическое давление на местности $P_{бар}$, $кПа$ (101,5);
- избыточное давление очищаемого газа $P_{э,и}$, $кПа$ (9,5);
- концентрация пыли в очищаемом газе, $г/м^3$ (30);
- содержание в газе пыли с размерами $\delta \leq 10$ $мкм$, Z_{10} , % (40);
- фракционный состав пыли δ_j , $мкм$, $j \leq 6$ (2; 10; 15; 25; 50; 75);
- плотность частиц пыли $\rho_{ч}$, $кг/м^3$ (1920);
- массовая доля фракций пыли $x(\delta_j)$, $j \leq 6$ (0,4; 0,3; 0,15; 0,08; 0,05; 0,02);
- поправочные коэффициенты на температурную зависимость динамической вязкости газа в формуле Сатерленда, C_j , $j \leq 7$ (100; 254; 73; 114; 131; 390; 961);
- диэлектрическая проницаемость очищаемого газа ϵ , $\Phi/м$ (1,0006);
- подвижность отрицательных ионов компонентов очищаемого газа K_j , $м^2/(В \cdot с)$, $j \leq 7$ ($1,14 \cdot 10^{-4}$, $0,96 \cdot 10^{-4}$, $1,84 \cdot 10^{-4}$, $0,41 \cdot 10^{-4}$, $0,57 \cdot 10^{-4}$);
- удельное электрическое сопротивление слоя пыли $\rho_{э,0м} \cdot м$ (10^8);
- рекомендуемая скорость очищаемого газа ω , $м/с$ (0,8).

В *Прил. 9.1* приведены результаты расчета контрольного примера.

Расчет ведется в диалоговом режиме. После определения площади активного сечения электрофильтра с учетом ограничений на его эксплуатацию выбирается соответствующая марка аппарата и вводятся его технические характеристики. По завершению расчета силы тока, необходимого для питания одного поля электрофильтра, выбирается марка агрегата питания и вводятся его технические характеристики.

Таблица 9.1.

Технические характеристики электрофильтров ЭГА

<i>Марка</i>	<i>Активная длина поля L, m^2</i>	<i>Площадь, m^2</i>		<i>Габаритные размеры $L \times B \times H$, мм</i>
		<i>активного сечения F_a</i>	<i>осаждения общая F_{oc}</i>	
<i>1</i>	<i>2</i>	<i>3</i>	<i>4</i>	<i>5</i>
Односекционные фильтры				
ЭГА1-10-6-4-2-330-5	2,56	16,5	634	9260x4890x12400
ЭГА1-10-6-4-3-330-5	2,56	16,5	952	13440x4890x12400
ЭГА1-10-6-6-2-330-5	3,84	16,5	952	11820x4920x13400
ЭГА1-10-6-6-3-330-5	3,84	16,5	1428	17280x4920x13400
ЭГА1-14-7,5-4-3-330-5	2,56	28,7	1656	13440x6120x13900
ЭГА1-14-7,5-4-4-330-5	2,56	28,7	2208	17620x6120x13900
ЭГА1-14-7,5-6-2-330-5	3,84	28,7	1656	11820x6190x11900
ЭГА1-14-7,5-6-3-330-5	3,84	28,7	2484	17280x6190x14900
ЭГА1-20-7,5-4-3-330-5	2,56	41	2366	13440x7920x15400
ЭГА1-20-7,5-4-4-330-5	2,56	41	3152	17620x7920x15400
ЭГА1-20-7,5-6-2-330-5	3,84	41	2366	11820x7990x15400
ЭГА1-20-7,5-6-3-330-5	3,83	41	3549	17280x7990x15400
ЭГА1-20-9-6-2-330-5	3,84	49	2826	11820x7990x16900
ЭГА1-20-9-6-3-330-5	3,84	49	4239	17280x7990x16900
ЭГА1-20-9-6-4-330-5	3,84	49	5652	22740x7990x16900
ЭГА1-30-7,5-4-3-330-5	2,56	61,4	3549	13440x10950x14900
ЭГА1-30-7,5-4-4-330-5	2,56	61,4	4732	17620x10950x14900
ЭГА1-30-7,5-6-2-330-5	3,84	61,4	3549	11820x10990x14900
ЭГА1-30-7,5-6-3-330-5	3,84	61,4	5322	17280x10990x14900
ЭГА1-30-9-6-2-330-5	3,84	73,4	4240	11820x10990x16400
ЭГА1-30-9-6-3-330-5	3,84	73,4	6360	17280x10990x16400
ЭГА1-30-9-6-4-330-5	3,83	73,4	8480	22740x20990x26400
ЭГА1-30-12-6-3-330-5	3,84	97,4	8433	17280x10990x19400
ЭГА1-30-12-6-4-330-5	3,84	97,4	11244	22740x10990x19400
ЭГА1-40-7,5-4-3-330-5	2,56	81,91	4731	13440x13920x15400
ЭГА1-40-7,5-4-4-330-5	2,56	81,91	6308	17620x13920x15400
ЭГА1-40-7,5-6-2-330-5	3,84	81,91	4731	11820x13990x15400
ЭГА1-40-7,5-6-3-330-5	3,84	81,91	7095	17280x13990x15400

1	2	3	4	5
ЭГА1-40-9-6-2-330-5	3,84	97,9	5652	11820x13990x16900
ЭГА1-40-9-6-3-330-5	3,84	97,9	8478	17280x13990x16900
ЭГА1-40-9-6-4-330-5	3,84	97,9	11304	22740x13990x16900
ЭГА1-40-12-6-3-330-5	3,84	129,8	11244	17280x13990x19900
ЭГА1-40-12-6-4-330-5	3,84	129,8	14992	22740x13990x19900
<u>Двухсекционные электрофилтры</u>				
ЭГА2-48-12-6-3-330-5	3,84	155,8	13494	17260x17540x19900
ЭГА2-48-12-6-4-330-5	3,84	155,8	17992	22740x17540x19900
ЭГА2-56-12-6-3-330-5	3,84	181,7	15738	17280x19940x19900
ЭГА2-56-12-6-4-330-5	3,84	181,7	20984	22740x19940x19900
ЭГА2-76-12-6-3-330-5	3,84	246,6	21360	17280x25940x19900
ЭГА2-76-12-6-4-330-5	3,84	246,6	28480	22740x25940x29900
ЭГА2-88-12-6-3-330-5	3,84	285,6	24732	17280x29540x19900
ЭГА2-88-12-6-4-330-5	3,84	285,6	32076	22740x29540x19900

Примечание 1. Расшифровка марки электрофилтра (в порядке следования цифр): число секций N_c ; число газовых проходов N_r ; активная высота электродов H ; число элементов в осадительном электроде $N_{эл}$; число электрических полей по длине электрофилтра N_p ; допустимая рабочая температура t_{dp} ; допустимое рабочее разрежение $P_{дон}$, кПа ; $Z_{дон} \leq 100 \text{ г/м}^3$; $Z_{дон}^m$ – не лимитирована.

Примечание 2. Коронирующие электроды рамные с игольчатыми элементами, имеющими эффективный радиус $R = 2 \cdot 10^{-3} \text{ м}$. Шаг между одноименными электродами $H_k = 0,3 \text{ м}$. Расстояние между осадительным и коронирующим электродами $h_p = 0,133 \text{ м}$.

Таблица 9.2

Характеристики фильтров ЭГТ

<i>Марка</i>	<i>Общая площадь осаждения F_{oc}, m^2</i>	<i>Габаритные размеры $L_э \times B_э \times H_э$, m</i>
ЭГТ2-3-2,5-20		
ЭГТ2-4-2,5-20		
ЭГТ2-3-2,5-30	1448	12,6x4,93x17,86
ЭГТ2-4-2,5-30	1930	16,6x4,93x17,86
ЭГТ2-3-2,5-40	2238	12,6x6,23x17,16
ЭГТ2-4-2,5-40	2984	16,6x6,23x17,16
ЭГТ2-3-2,5-60	2895	12,6x7,79x17,86
	3860	16,6x7,79x17,86
	5790	16,6x10,64x17,16

Примечание 1. Расшифровка марки электрофильтра ЭГТ (в порядке следования цифр): модификация фильтра ЭГТ; число электрических полей по длине фильтра N_p ; активная длина поля L , m ; площадь активного сечения F_a , m^2 .

Примечание 2. Число газовых проходов $N_r = 1$; число секций $N_c = 1$; шаг между одноименными электродами $H_k = 0,26$ m ; шаг между коронирующим и осадительным электродами $h_p = 0,1m$; коронирующие электроды гладкие из проволоки сечением $R = 0,0011$ m ; допустимая рабочая температура $t_{dp} \leq 425^\circ C$; допустимое разрежение в электрофильтре $P_{дон} \leq 4$ $кПа$; активная высота электродов $H = 7,5$ m , $Z_{дон} = 40$ $г/м^3$, $Z^m_{дон}$ - не лимитировано.

Таблица 9.3

Технические характеристики электрофильтров УВ

Марка	Площадь активного сечения, $F_{\text{а}}$ м^2	Общая площадь осаждения $F_{\text{ос}}$, м^2	Активная длина поля L , м	Габаритные размеры
УВ-2Х10	21	1200	7,4	6,0x4,5x19,9
УВ-3Х10	32	1800	7,4	9,0x4,5x19,9
УВ-1Х16	16	900	7,4	4,5x4,5x19,9
УВ-2Х16	32	1800	7,4	9,0x4,5x19,9
УВ-2Х24	48	2600	7,4	9,0x6,0x21,4
УВ-3Х24	72	3900	7,4	13,5x6,0x21,4

Примечание 1. Расшифровка марки (в порядке следования цифр): число секций N_c ; активная высота электродов H , м.

Примечание 2. Число газовых проходов $N_z = 1$; число полей $N_p = 1$; шаг между одноименными электродами $H_k = 0,275$ м; шаг между коронирующим и осадительным электродами $h_p = 0,131$ м; коронирующие электроды рамные с игольчатыми элементами, имеющими эффективный радиус $R = 0,002$ м; допустимая рабочая температура $t_{\text{доп}} = 250$ °С; допустимое разрежение в электрофильтре $P_{\text{дон}} = 15 \text{ кПа}$; число полей $N_p = 1$, $Z_{\text{дон}} \leq 20 \text{ г/м}^3$, $Z^{\text{м}}_{\text{дон}} \leq 10\% \text{ от } Z$.

Таблица 9.4

Технические характеристики агрегатов питания АТФ

Марка	Выпрямле- нное напряжен- ие, кВ, макс/сред н.	Средний выпрямлен- ный ток, мА	Потребляемые из сети			КПД агрегата $\eta_{\text{ар}}$	Коэффицие- нт мощности K_N (на меее)
			ток, А	напряжени- е, В*	мощность, кВ · А (не более)		
АТФ-250	80/50	250	70	380,400, 415	26	0,85	0,8
АТФ-400	80/50	400	100	380,400, 415	40	0,85	0,8
АТФ-600	80/50	600	150	380,400, 415	60	0,85	0,8
АТФ-1000	80/50	1000	245	380,400, 415	100	0,90	0,8
АТФ-1600	80/50	1600	390	380,400, 415	160	0,90	0,8
АТТФ-80- 2500	80/50	2500	610	380,400, 415	250	0,90	0,8

Таблица 9.5

Технические характеристики агрегатов питания АТПОМ

Модель	Параметры после выпрямителя		Мощность на выходе, кВт	Напряжение в сети (В) при частоте, Гц:		Потребляемая мощность, кВт	КПД, η_{ar}	Коэффициент мощности K_N
	напряжение, кВ, макс/средн	ток, мА, действ./средний		50	60			
100	80/50	133/100	7,5	380, 415	380, 400, 415, 440	10	0,87	0,80
250	80/50	330/250	18,0	тоже	тоже	26	0,90	0,82
400	80/50	530/400	30,0	тоже	тоже	40	0,90	0,82
600	80/50	800/600	45,0	тоже	тоже	60	0,90	0,83
1000	80/50	1330/1000	75,0	тоже	тоже	100	0,92	0,83
1600	80/50	2130/1600	121,0	тоже	тоже	160	0,92	0,83

Примечание. Напряжение, потребляемое из сети, выбирается одно из трех указанных в табл. 9.4 и 9.5.

Приложение 9.1

Результаты расчета контрольного примера

А. Расчет промежуточных данных

Расход очищаемого газа в рабочих условиях при T_1 , $m^3/ч$

$$VG = 232602,605$$

Площадь осаждения, m^2

$$F = 80,7647935$$

Б. Выбор типа электрофильтра

Марка электрофильтра	ЭГА
Число секций, NCK	1
Число газовых проходов, NG1	30
Активная высота электродов (H), м	12
Активная длина поля (L), м	3,84
Число полей, NP	3
Площадь активного сечения (FA),м	97,4
Шаг между одноименными электродами (НК),м	0,3
Общая площадь осаждения (FOC), m^2	11244
Длина электрофильтра (LE), м	22,74
Высота электрофильтра (HE), м	19,4
Ширина электрофильтра (BE), м	10,99
Эффективный радиус коронирующего электрода(R),м	2,0E-03

Тип коронирующего электрода: *игольчатый*

Уточненная скорость газа в электрофильтре, *м/с*

$$WGE = 0,66336586$$

В. Расчет параметров электрофильтра

Расстояние между коронирующим и осадительным электродами, *м*

$$HP = 0,133$$

Удельная осадительная поверхность, *с/м*

$$FF = 130,571297$$

Время пребывания газа в электрофильтре, *с*

$$TT = 5,78866086$$

Критическая напряженность электрического поля для коронирующего электрода отрицательной полярности, *В/м*

$$EKP = 3114561,38$$

Критическое напряжение электрического поля у коронирующего электрода, *В*

$$UKP = 27652,7794$$

Напряженность электрического поля вблизи поверхности осаждения пыли *В/м*

$$EOC = 257034,785$$

Физическая скорость дрейфа частиц по аналитическим данным для заданных фракций, *м/с*:

$$WW(1) = 4,92443278E-03$$

$$WW(2) = 0,0110113664$$

$$WW(3) = 0,0134861146$$

$$WW(4) = 0,17410499$$

$$WW(5) = 0,0246221638$$

$$WW(6) = 0,030155869$$

Фракционная степень очистки газа

$$ZZ(1) = 0,945406028$$

$$ZZ(2) = 0,949993692$$

$$ZZ(3) = 0,949999572$$

$$ZZ(4) = 0,95$$

$$ZZ(5) = 0,99$$

Общая аналитическая степень очистки газа

$$ZZI = 0,950960454. \text{ Физическая скорость дрейфа частиц, } \text{м/с}$$

$$WE = 0,0276036$$

Степень улавливания электрофильтра

$$ZN = 0,9976$$

Количество осаждаемой пыли, *г/ч*

$$MOC = 6961330,77$$

Количество уносимой из фильтра пыли, *г/ч*

$$MYH = 16747,3875$$

Рациональная пылеемкость осадительных электродов

$$MP = 0,797$$

Рекомендуемое время между очередным встряхиванием осадительных электродов, ч

$$TP = 0,0214982624$$

Агрегат питания марки	АТФ
Выпрямленное напряжение (UMAX),В	80000
Выпрямленное напряжение (UU),В	50000
Выпрямленный ток (IL),мА	1600
Потребляемый ток (IP),А	390
Напряжение сети (UC),В	380
Потребляемая из сети мощность (NC),кВа	160
КПД агрегата питания, PAG	0,9
Коэффициент мощности, KN	0,8

Расчетная потребляемая мощность агрегата на очистку газа, кВА

$$NR = 8,11008$$

Общая мощность, потребляемая агрегатом питания, кВА

$$NS = 73,6249251$$

Количество агрегатов питания на электрофильтр

$$PAGG = 3.$$

10. Лабораторная работа № 10

Расчет разбавления примесей в реках при сосредоточенных стационарных выпусках сточных вод

Антропогенное загрязнение водоемов является серьезной проблемой природопользования в мировом масштабе. Рациональное использование водных ресурсов подразумевает снижение их удельного потребления, глубокую очистку сточных вод от загрязнения, воспроизводство водных ресурсов и поддержание их качества на уровне, соответствующем естественным условиям биосферы.

Загрязнение рек Урала сточными водами является серьезной проблемой при регулировании использования и охраны поверхностных вод. Наряду с экспериментами важное значение в решении этой проблемы имеет применение методов математического моделирования, позволяющих расчетным путем решать следующие задачи:

- определять показатели качества воды в любой точке потока после сброса в него сточных вод на любом расстоянии от сосредоточенного стационарного выпуска;
- определять максимально допустимую концентрацию загрязнения в месте выпуска сточных вод, при которой обеспечивается их разбавление и очистка до требуемых санитарных условий (ПДК) в расчетном створе (пункте водозабора);
- оценивать комплексное влияние на состояние реки сточных вод, сбрасываемых группой предприятий – источников загрязнения и рационально устанавливать для таких предприятий предельно допустимые сбросы сточных вод (ПДС);
- определять створы и точки отбора проб для определения качества воды в реках.

10.1. Сточные воды

Сточная вода – это вода, отводимая после использования в хозяйственно-бытовой и производственной деятельности человека. В сточных водах содержатся различные примеси, находящиеся в нерастворенном и растворенном состоянии, поэтому изменяется фазовый, химический составы воды, ее свойства. Значительную часть сточных вод составляют производственные, образующиеся в результате использования воды для контуров охлаждения, при осуществлении физико-химических процессов в различных технологиях.

Производственные сточные воды могут быть разделены на следующие группы:

1. Воды, содержащие примеси неорганического происхождения, обладающие специфическими свойствами (стоки металлургических, гальванических и других цехов). Эти воды могут заметно изменять pH

водоемов, а содержащиеся в них соли тяжелых металлов токсичны по отношению к водным организмам.

2. Воды, в которых неорганические примеси не обладают токсичным действием (стоки обогатительных фабрик, цементных заводов и др.). Примеси в таких водах находятся во взвешенном состоянии и для водоемов особой опасности не представляют.

3. Воды, содержащие нетоксичные органические вещества (стоки предприятий пищевой промышленности). При попадании в водоем таких вод возрастает окисляемость, снижается концентрация растворенного кислорода, увеличивается биохимическая потребность в кислороде (БПК).

4. Воды, содержащие органические вещества со специфически токсичными свойствами (сточные воды предприятий органического синтеза, заводов по переработке нефти и др.) Такие воды содержат минеральные взвешенные вещества, неорганические кислоты, цианиды, нефтепродукты, жиры, хлориды, сульфаты, ПАВ, фенолы и др.

Сточные воды промышленных предприятий выводятся из производственного цикла в водные объекты (реки, водоемы). Обычно это осуществляется с помощью стационарно действующих спусков, размещаемых у берега или в самом водном объекте.

Для ограничения вредного воздействия на гидросферу количество сточных вод нормируется путем установления для каждого стационарного выпуска предельно допустимого сброса (ПДС). Под *ПДС* понимается *масса вещества в сточной воде, максимально допустимая к отведению с установленным режимом выпуска в данном пункте водного объекта в единицу времени с целью обеспечения норм качества воды в контрольном пункте*. Величина ПДС определяется с учетом ПДК веществ в местах водозабора, ассимилирующей способности водного объекта и рационального распределения сбрасываемых веществ между водопользователями, которые осуществляют выпуски сточных вод. Расчет ПДС производится по наибольшему среднечасовому расходу сточных вод (q , $\text{м}^3/\text{с}$) за период их выпуска при концентрации примеси S , $\text{мг}/\text{м}^3$, т.е. $\text{ПДС} = qS$.

При спуске в водный объект загрязненных сточных вод концентрация содержащихся в них примесей изменяется за счет разбавления, биологических, физико-химических и химических превращений (процессов самоочищения). В реках эти процессы происходят преимущественно вдоль и поперек течения. Задача инженерных расчетов прогнозирования качества воды состоит прежде всего в определении концентрации примесей в отдельных точках или створах реки.

Пусть в створе А в реку осуществляется стационарный во времени выпуск сточных вод с расходом q_A и концентрацией данной примеси S_A . Выше по течению реки данное вещество содержится в количестве S_p (фоновая концентрация). Пусть ниже по течению реки в створе С находится

пункт водозабора пользователя (например, предприятия) и по рассматриваемой примеси установлена ПДК.

Между створами A и C в результате процессов самоочищения концентрация примеси будет снижаться до S_c . Причем S_c включает и естественное содержание примеси в воде реки (S_p). Для выполнения требований качества воды у водопользователя S_c должна быть не больше ПДК. Поэтому если установлена ПДК по данной примеси и известен расход сточных вод от стационарного выпуска q_0 , то инженерная задача состоит в определении такой концентрации примеси S_A (с учетом S_p), чтобы выполнялось условие $S_c \leq \text{ПДК}$ и тогда $\text{ПДС} = q_0 S_A$, $q_0 = q_A$.

Для рек, расход воды в которых регулируется, важно знать количество воды, достаточное для разбавления сточных вод у пункта водопользования до величины концентрации примеси, не превышающей ПДК.

Актуальной задачей при проектировании водозаборов является определение места их размещения по отношению к имеющимся выпускам сточных вод в реку. Это предполагает расчет такого расстояния X от створа A до створа C , чтобы выполнялось условие $S_c \leq \text{ПДК}$ по рассматриваемой примеси.

При расчете качества воды в реке исходные данные подразделяются на три группы:

1. Гидрологические и гидравлические характеристики водного объекта.
2. Характеристика источника загрязнения.
3. Требования к качеству воды в пункте водопользования (расчетном или контрольном).

В группу гидрологических и гидравлических характеристик реки входят расчетные расходы, скорости течений и гидравлические параметры ложа реки (площадь зеркала реки, ее глубина, ширина, смоченный периметр, гидравлический радиус, шероховатость русла).

В качестве расчетного расхода объекта питьевого и культурно-бытового водопользования принимается: для незарегулированных рек – наименьший среднесуточный расход воды в реке за год при 95% -ной обеспеченности; для зарегулированных рек – установленный, гарантированный расход воды ниже плотины. Для объектов рыбохозяйственного назначения принимается: для незарегулированных рек расчетный расход не более $1/3$ от минимального суточного расхода воды года 95% -ной обеспеченности; для зарегулированных рек - не более $1/3$ минимального гарантированного расхода ниже плотины (санитарный пропуск).

Поскольку расчеты процессов самоочищения речных вод проводятся для определенного участка реки, то гидравлические и морфологические характеристики на нем определяются усреднением параметров, получаемых для отдельных зон этих участков, где эти параметры относительно постоянны. К основным характеристикам, используемым в расчетах

относятся гидравлический радиус (R), площадь живого сечения ($F_{ж}$), смоченный периметр (γ), глубина (H) и ширина (B) реки. Для широких рек можно принимать $R=H$, $\gamma=B$, в остальных случаях $R= F_{ж}/\gamma$, где γ определяется на основе морфологических измерений в отдельных зонах участка реки (измерений гидравлических уклонов, H , B , площади зеркала реки и др.)

Шероховатость русла определяется по справочным данным и характеризуется коэффициентом $n_{ш}$, зависящим от структуры ложа реки, наличия водной растительности.

Основными исходными данными по источнику загрязнения являются расход сточных вод и концентрация в них отдельных примесей.

Промышленные стоки для производств с непрерывным технологическим циклом отличаются достаточной стабильностью расхода и содержанием примесей в сточных водах. Такие стоки можно считать стационарными. Для спусков в водный объект дождевых вод из ливневой канализации наблюдается заметная неравномерность расходов во времени и изменение концентрации примесей в стоках. В начале поступления ливневых вод содержание примесей незначительно. В зависимости от интенсивности выпадения осадков и площади водозабора в канализационные сети расход сточных вод и содержание в них примесей сначала увеличиваются, а затем снижаются. Поэтому изменение этих характеристик во времени имеет форму кривых с максимумом. Такой же нестационарный процесс наблюдается при аварийных выпусках сточных вод.

Требования к качеству воды определяются в зависимости от вида водопользования (питьевое, хозяйственно-питьевое, рыбохозяйственное, промышленное и др.)

В качестве оценки допустимой степени снижения качества поверхностных вод служат требования к их составу, свойствам и предельно допустимые концентрации (ПДК) веществ в воде в соответствии с видом водопользования. В случае одновременного использования воды на различные нужды для оценки ее качества используют наиболее жесткие требования в ряду одноименных нормативов качества воды. Например, содержание взвешенных веществ в воде не должно увеличиваться более чем на 0,25 мг/л для объектов питьевого водопользования и не более чем на 0,75 мг/л в объектах для купания, спорта, отдыха. Если река является источником водопользования на питьевые цели и для культурно-оздоровительных мероприятий, то в месте водозабора не допускается увеличение содержания взвешенных веществ более чем на 0,25 мг/л.

Требования к составу, свойствам воды и нормативы ПДК приводятся в "Санитарных правилах и нормах охраны поверхностных вод от загрязнения сточными водами" (далее - Правила).

При использовании Правил следует иметь в виду, что загрязняющие вещества подразделены на три группы: по лимитирующему показателю

вредности (ЛПВ), по воздействию на организм человека и на биологические процессы в водоемах и реках. Кроме того, разделяют общесанитарный, санитарно-токсикологический и органолептический показатели.

Принято, что качество воды водного объекта достигает границы экологического сдвига, если содержание в ней примесей равно одной дозе. Для определенного вещества эта доза соответствует ПДК. Для нескольких веществ одного ЛПВ ($i=1, \dots, m$) одна доза соответствует

$$\sum_{i=1}^m S_i / \text{ПДК}_i \leq 1,$$

где S_i – средняя концентрация i -го вещества в воде;

ПДК_i – предельно допустимая концентрация того же вещества.

Отметим, что состав и свойства воды должны соответствовать нормативам в створе, расположенном на реке на 1 км выше ближайшего по течению пункта водозабора, а для водоемов – на 1 км в обе стороны от водозабора. При выпуске сточных вод в черте города первым пунктом водопользования является город, поэтому требования к качеству воды в реке или водоеме должны относиться к самым сточным водам. Это значит, что данные воды должны быть очищены перед выпуском в водный объект и соответствовать требованиям к их составу и свойствам.

10.2. Определение качества воды в реке ниже сосредоточенных стационарных выпусков сточных вод

Расчет качества воды рек осуществляется на основе полуэмпирической теории турбулентности. Согласно этой теории принимаются следующие предположения:

- 1) жидкость является несжимаемой;
- 2) скорости потока (числа Рейнольдса) достаточно велики и эффектом влияния молекулярной диффузии можно пренебречь,
- 3) количество сточных вод, содержащих примеси, незначительно по сравнению с количеством речных вод и их влиянием на турбулентный перенос можно пренебречь.

В общем случае рассматривается стационарный во времени режим выпуска сточных вод из сосредоточенного источника. На участке между местом выпуска сточных вод и створом водозабора река имеет достаточно прямую береговую линию и достаточно постоянную форму ложа. Графическое представление схемы дано на *рис. 10.1*. Направление течения реки совпадает с осью X . В зоне стока река имеет среднюю ширину B и среднюю глубину H .

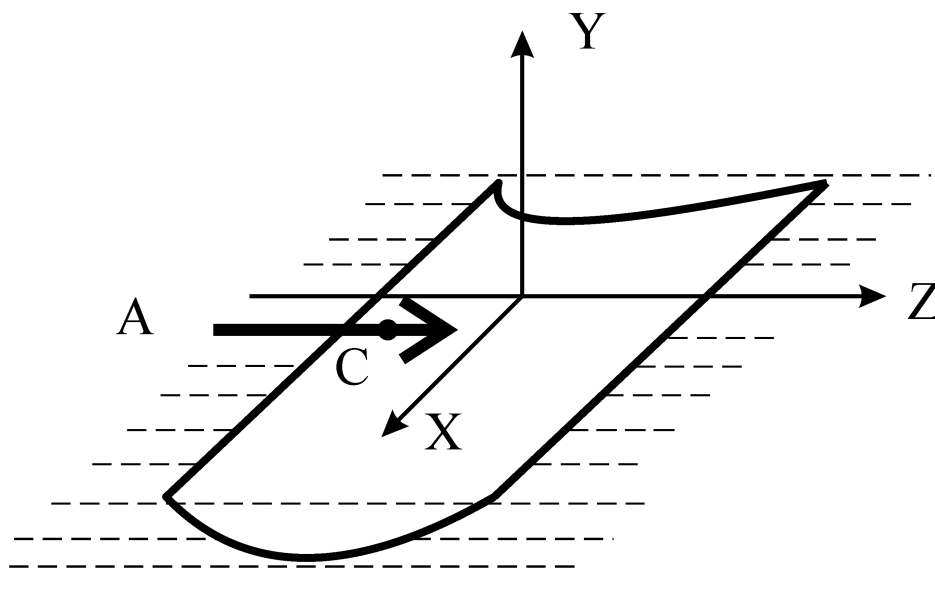


Рис. 10.1. Схема стационарного выпуска сточных вод в реку

Выпуск сточных вод в створе A , совпадающем с осью Z , находится в точке C . Он может осуществляться в центре потока, у берега или в точке потока на расстоянии b от берега и на глубине h от поверхности реки.

Примеси, содержащиеся в сточных водах, могут быть консервативными или неконсервативными. Первые изменяют свою концентрацию в реке только за счет разбавления (например, соли тяжелых металлов). Неконсервативные вещества кроме разбавления изменяют свою концентрацию за счет физико-химических превращений.

В общем случае нестационарный турбулентный диффузионный перенос примесей в реке происходит по направлениям X , Y и Z и описывается дифференциальным уравнением вида

$$\frac{\partial S}{\partial \tau} + V_x \frac{\partial S}{\partial X} + V_y \frac{\partial S}{\partial Y} + V_z \frac{\partial S}{\partial Z} - D_x \frac{\partial^2 S}{\partial X^2} - D_y \frac{\partial^2 S}{\partial Y^2} - D_z \frac{\partial^2 S}{\partial Z^2} + F(S) = 0 \quad (10.1)$$

где S – концентрация примеси в точке реки с координатами X, Y, Z ;

V_x, V_y, V_z , – скорости течения реки в направлениях X, Y, Z соответственно;

D_x, D_y, D_z , – коэффициенты диффузии в направлениях X, Y, Z ;

$F(S)$ – функция неконсервативности примеси (для консервативного вещества $F(S) = 0$, иначе $F(S) > 0$).

При стационарном режиме выпуска сточных вод $\frac{\partial S}{\partial \tau} = 0$, $\frac{\partial^2 S}{\partial X^2} = 0$,

а $V_y \approx V_z \approx 0$.

Для рек обычно ширина потока намного превышает его глубину ($B \gg H$), поэтому можно допустить, что $\frac{\partial^2 S}{\partial Z^2} = 0$. Тогда с учетом принятых допущений уравнение турбулентного диффузионного переноса примет вид

$$V_x \frac{\partial S}{\partial X} - D_y \frac{\partial^2 S}{\partial Y^2} + F(S) = 0 \quad (10.2)$$

Распад неконсервативного вещества учитывается функцией вида

$$F(S) = \exp(-K_1 \cdot \frac{X}{V}),$$

где K_1 – константа неконсервативности (константа скорости процесса), учитывающая скорость превращения в реакциях первого порядка, $1/C$; $V=V_x$.

Решение данного уравнения зависит от выбора начала координат. На участке перемешивания сточной воды с рекой средняя скорость течения V , м/с. От стационарного выпуска сточная вода поступает в количестве q_0 , $м^3/с$, и содержит примесь в количестве $S(\tau)=S_0$, $мг/м^3$.

Приведем решение уравнения (2.2) для различных вариантов выпуска сточных вод при указанных граничных условиях.

Центральный выпуск (начало координат в точке выпуска)

$$S = \frac{2q_0 S_0}{4\pi \cdot V \cdot P \cdot x^{3/2} \Phi_{o,B} \Phi_{o,H}} \exp\left[-\frac{y^2 + z^2}{P \cdot x^{3/2}} - K_1 \frac{x}{V}\right] + S_p \exp(-K_1 \frac{x}{V}). \quad (10.3)$$

Береговой выпуск (начало координат в точке выпуска)

$$S = \frac{2q_0 S_0}{\pi V \cdot P \cdot x^{3/2} \Phi'_{o,B} \cdot \Phi'_{o,H}} \exp\left[-\frac{y^2 + z^2}{P \cdot x^{3/2}} - K_1 \frac{x}{V}\right] + S_p \exp(-K_1 \frac{x}{V}). \quad (10.4)$$

Выпуск в точке потока на расстоянии «в» от берега и «h» от поверхности реки (начало координат в центре потока $B/2$ и $H/2$)

$$S = \frac{2q_0 S_0}{\pi V \cdot P \cdot x^{3/2} |\Phi_{o,B} \Phi_{o,B-h}| \cdot |\Phi_{o,h} + \Phi_{o,H-h}|} \cdot \exp\left[-\frac{(y+h-H/2)^2 + (z+v-B/2)^2}{P \cdot x^{3/2}} - K_1 \frac{x}{V}\right] + S_p \exp(-K_1 \frac{x}{V}). \quad (10.5)$$

В уравнениях (10.3), (10.4) и (10.5) приняты следующие обозначения:

$S=S(y,z,x)$ – концентрация примеси в точке с координатами y (глубина);

z – ширина; x – расстояние от точки выпуска сточных вод, $мг/м^3$;

S_p – фоновая концентрация данной примеси в реке выше места выпуска стока, $мг/м^3$;

$\Phi_o(a) = \frac{2}{\sqrt{2\pi}} \int_0^a e^{-t^2/2} dt$ – интеграл вероятности Гаусса. Значения

функции $\Phi_o(a)$ определяются по таблице Прил. 10.1;

$P=k \cdot B^{1/2} (2g)^{1/4} / C \cdot H^{3/4}$ – размерный коэффициент, $м^{1/2}$;

B, H – соответственно средняя ширина и средняя глубина реки на участке перемешивания, $м$;

C – скоростной коэффициент (коэффициент Шези), характеризующий интенсивность турбулентного перемешивания, $м^{1/2}/с^2$; K_1 – константа неконсервативности, определяемая по табл. 10.2 и 10.3.

Параметр «а» в интеграле вероятности Гаусса, входящем в уравнения (10.3) - (10.5), определяется из выражений:

$$\begin{aligned}\Phi_{o,B} &= \Phi_o \left(\frac{B}{\sqrt{2P \cdot x^{3/4}}} \right); & \Phi'_{o,h} &= \Phi_o \left(\frac{H\sqrt{2}}{\sqrt{2P \cdot x^{3/4}}} \right); \\ \Phi_{o,B} &= \Phi_o \left(\frac{B\sqrt{2}}{\sqrt{2P \cdot x^{3/4}}} \right); & \Phi_{o,h} &= \Phi_o \left(\frac{(B-B)\sqrt{2}}{\sqrt{2P \cdot x^{3/4}}} \right); \\ \Phi_{o,h} &= \Phi_o \left(\frac{h\sqrt{2}}{\sqrt{2P \cdot x^{3/4}}} \right); & \Phi_{o,H-h} &= \Phi_o \left(\frac{(H-h)\sqrt{2}}{\sqrt{2P \cdot x^{3/4}}} \right); \\ \Phi_{o,H} &= \Phi_o \left(\frac{H}{\sqrt{2P \cdot x^{3/4}}} \right).\end{aligned}$$

Определение качества воды состоит в расчете концентрации примеси в планируемых точках водозабора по уравнениям (10.3), (10.4) или (10.5). Для выполнения расчета необходимо определить значения параметров и коэффициентов, т.е. исходные данные, входящие в состав трех групп:

- 1) гидрологические и гидравлические характеристики реки;
- 2) характеристики источника загрязнения;
- 3) требования к качеству воды в реке в выбранных расчетных или контрольных пунктах (точках) водозабора.

В группу гидрологических и гидравлических характеристик входят расчетные расходы и уровни воды в реке, гидравлические характеристики ложа реки. Расходы определяют согласно Санитарным нормам и правилам для расчетного участка реки. Для выбранного створа водозабора определяются гидравлические характеристики реки при расчетном расходе воды Q . Зная морфологические характеристики реки, определяют площадь живого сечения потока $F_{жс}$, $м^2$. По этим гидравлическим характеристикам рассчитывается коэффициент Шези $C = V / \sqrt{R \cdot I}$, где I – гидравлический уклон ложа реки. Часто при проведении расчетов данные о гидравлических уклонах отсутствуют и коэффициент Шези определяют по формуле Павловского $C = R^\alpha / n_{ш}$, где $n_{ш}$ – коэффициент шероховатости дна реки, определяемый по табл. 10.1; α -показатель, определяемый из условий: $\alpha = 1,5 \sqrt{n_{ш}}$ при $R < 1 м$, $\alpha = 1,3 \sqrt{n_{ш}}$, при $R \geq 1 м$.

Таблица 10.1

Скоростной коэффициент (коэффициент Шези)

<i>Характеристика русла реки</i>	<i>$n_{ш}$</i>
Песчаное русло, ровное, без растительности, с незначительным перемещением донных наносов	0,2 – 0,23
Песчаное извилистое русло, с большим перемещением донных наносов	0,2 – 0,23
Пойма, заросшая травой	0,23 – 0,33
Пойма, заросшая кустарником или редким лесом	0,33 – 0,45
Пойма, заросшая лесом	0,45 – 0,60

Константу скорости процесса (неконсервативности) самоочищения от ряда металлов при различных температурах воды и водородных показателях следует принимать по *табл. 10.2 и 10.3.*

Таблица 10.2

Константы неконсервативности (K_1) в системе без донных отложений

<i>PH</i>	<i>$T, ^\circ C$</i>	<i>Значения константы скорости процесса самоочищения от металлов</i>				
		Fe^{3+}	Zn^{2+}	Cu^{2+}	Pb^{2+}	As^{5+}
7	20	0,78	0,17	0,15	$1,9 \cdot 10^{-3}$	0,64
6	20	1,16	0	0,45	$0,83 \cdot 10^{-2}$	0,24
3,9	20	0,96	0,32	0	0,31	0,01
7	3	0,10	0,04	0	0,02	0,05

Таблица 10.3

**Константы скорости процесса (неконсервативности) в системе
при наличии остатков высшей водной растительности**

PH	<i>Значения константы скорости процесса «K» самоочищения от металлов</i>				
	$Fe^{3+,2+}$	Zn^{2+}	Cu^{2+}	Pb^{2+}	As^{5+}
	<i>Аэробные условия</i>				
5	0,002	0,08	0,026	0,02	0,09
7	0,002	0	0,0001	0,72	0,06
	<i>Анаэробные условия</i>				
7	0,16	0,11	5,26	-	1,14
5	0,14	0,03	0,74	-	1,45

При расчетах для одного стационарного сосредоточенного выпуска сточных вод содержание примеси до створа этого выпуска соответствует фоновой концентрации S_p . Если стоков несколько, то сначала определяют концентрацию примеси у водозабора для наиболее удаленного от него стока, затем для стоков по мере их приближения к водозабору. Концентрация примеси в расчетном створе водозабора вычисляется как сумма концентраций примесей, полученных в данном створе по отдельным стокам. Примеры расчетов для одного и двух стоков приведены в *Прил. 10.2*.

Для выполнения исследовательских расчетов и решения задач анализа изложенная выше методика реализована программными продуктами:

- **задача 1: Расчет распределения загрязнения от сосредоточенного стационарного выпуска сточных вод в реку** (построение поля концентрации примеси в реке в заданном створе водозабора):
- **задача 2: Расчет качества воды в реке при наличии нескольких выпусков сточных вод** (расчет концентрации на оси струи).

10.3. Расчет максимально допустимой концентрации примеси в месте выпуска сточных вод для оценки ПДС

Количество примеси в сточных водах, сбрасываемых в реку (S_o), должно быть таким, чтобы в первом по течению реки створе водопользования (с учетом разбавления для консервативных и самоочищения неконсервативных примесей) выполнялись требования, установленные законодательными и нормативными актами. При наличии в речной воде нескольких примесей с одинаковым лимитирующим

показателем вредности (ЛПВ) в первом створе водопользования должно быть выполнено условие по величине нормируемой концентрации S_n , т.е.

$$S_n = \text{ПДК} \left[1 - \sum_{i=1}^{i-1} \frac{S_{\max i-1}}{\text{ПДК}_{i-1}} \right], \quad (10.6)$$

где ПДК – предельно допустимая концентрация данного вещества, мг/м^3 ;

$S_{\max i-1}$ – максимальные концентрации веществ с одинаковыми ЛПВ, содержащихся в воде в пункте водопользования, кроме расчетного, мг/м^3 ;

ПДК_{i-1} – предельно допустимые концентрации этих же веществ, мг/м^3 .

Поскольку в створе водопользования концентрация примеси не должна превышать ПДК по соответствующей примеси, то $S_{\max i} - \text{ПДК}_i \leq 0$. Подставив в это условие вместо $S_{\max i}$ выражение, получаемое из уравнений (10.3) – (10.5), и решив полученное неравенство относительно S_o , получим формулы для расчета допустимых концентраций примеси при различном расположении сосредоточенных стационарных выпусков ($S_o = S_{\max i}$, $S_d = \text{ПДК}_i$);

а) центральный выпуск

$$S_o \leq \frac{(S_d - S_p \exp(-K_1 x / V))}{q_o \exp(-K_1 x / V)} \cdot 4\pi \cdot V \cdot P \cdot x^{3/2} \Phi_{o,B} \cdot \Phi_{o,H}; \quad (10.7)$$

б) береговой выпуск

$$S_o \leq \frac{(S_d - S_p \exp(-K_1 x / V))}{q_o \exp(-K_1 x / V)} \cdot \pi \cdot V \cdot P \cdot x^{3/2} \Phi'_{o,B} \cdot \Phi'_{o,H}; \quad (10.8)$$

в) выпуск в точке потока на расстоянии «в» от берега и глубине «h» от поверхности реки

$$S_o \leq \frac{(S_d - S_p \exp(-K_1 x / V))}{q_o \exp(-K_1 x / V)} \cdot 4\pi \cdot V \cdot P \cdot x^{3/2} (\Phi_{o,B} + \Phi_{o,B-B})(\Phi_{o,h} + \Phi_{o,H-h}) \quad (10.9)$$

При $q_o = \text{const}$ величина $\text{ПДС} = q_o S_o$.

Для выполнения расчетов по большому количеству вариантов используется программный продукт - **задача 3: Расчет допустимой концентрации примеси в сточных водах при сосредоточенном стационарном выпуске сточных вод.**

10.4. Определение створа достаточного перемешивания

Створ достаточного перемешивания соответствует створу реки, где отличие между максимальной S_{\max} и минимальной S_{\min} концентрациями примеси в поперечном сечении потока не превышает 20%, т.е. $S_{\max}/S_{\min} \leq 1,2$. С учетом этого условия решение уравнений (10.3)-(10.5) относительно координаты x дает расчетные формулы вида:

а) выпуск в центре потока

$$x = \sqrt[3]{\left(\frac{H^2 + B^2}{4P \cdot \ln(S_{\max}/S_{\min})}\right)^2}; \quad (10.10)$$

б) береговой выпуск

$$x = \sqrt[3]{\left(\frac{H^2 + B^2}{P \cdot \ln(S_{\max}/S_{\min})}\right)^2}; \quad (10.11)$$

в) выпуск в точке сечения на расстояниях «B/z - в» и «H/2 - h» от центра потока

$$x = \sqrt[3]{\left(\frac{H^2 + B^2}{4P \cdot \ln(S_{\max}/S_{\min})}\right)^2}; \quad (10.12)$$

В этих формулах фоновая концентрация примеси (S_p) не учитывается, так как ее распределение в речной воде равномерно по сечению потока.

При расчетах значительного числа вариантов используется программный продукт - **задача 4: Определение створа достаточного перемешивания.**

10.5. Определение расхода воды для разбавления примеси до ПДК в створе водопользования

При ориентированных расчетах расход воды для разбавления консервативной примеси до ПДК может быть оценен по уравнению материального баланса

$$Q = q_o \cdot (S_o - \text{ПДК}) / (\text{ПДК} - S_p) \quad (10.13)$$

Для более точных расчетов следует использовать решения, полученные из уравнений (10.3)–(10.5) и (10.7)–(10.9):

а) центральный выпуск

$$Q = q_o \left[\frac{S_o B \cdot H \cdot \exp(-K_1 x / V)}{4\pi \cdot (\text{ПДК} - S_p \exp(-K_1 x / V)) P \cdot x^{3/2} \Phi_{o, \delta} \cdot \Phi_{o, H}} - 1 \right]; \quad (10.14)$$

б) береговой выпуск

$$Q = q_o \left[\frac{S_o B \cdot H \cdot \exp(-K_1 x / V)}{4\pi \cdot (\text{ПДК} - S_p \exp(-K_1 x / V)) P \cdot x^{3/2} \Phi'_{o, B} \cdot \Phi'_{o, H}} - 1 \right]; \quad (10.15)$$

в) выпуск в точке сечения на расстояниях «B/z - в» и «H/2 - h» от центра потока

$$Q = q_o \left[\frac{S_o B \cdot H \cdot \exp(-K_1 x / V)}{\pi (\text{ПДК} - S_p \exp(-K_1 x / V)) P \cdot x^{3/2} (\Phi_{o, B} + \Phi_{o, B-\delta})(\Phi_{o, h} + \Phi_{o, H-h})} - 1 \right] \quad (10.16)$$

Длина участка достаточного перемешивания (x) вычисляется по уравнениям (10.10)–(10.12). Расчет расхода воды, необходимого для разбавления консервативной примеси, ведется в следующей последовательности. Сначала принимают в качестве заданного расхода Q величину среднемесячного расхода воды 95% обеспеченности Q_c . По ней и известному расходу q_o вычисляют гидравлико-морфологические характеристики реки. Затем по одному из уравнений (10.10)–(10.12) определяют длину участка от створа выпуска сточных вод до створа полного перемешивания. После этого по одной из формул (10.14)–(10.16) выполняют расчет расхода Q . Если вычисленный расход Q и принятый как требуемая величина Q_c близки, то расход Q принимается в качестве расчетного. При достаточно большом отличии расходов расчеты повторяются при задании большей или меньшей величины расхода воды Q_c . Если длина участка между створами выпуска сточных вод и достаточного перемешивания больше расстояния от места выпуска сточных вод до створа водопользования, то исходная величина расхода воды без дальнейших расчетов корректируется.

Для выполнения расчетов по формулам (10.14)–(10.16) используется программный продукт - **задача 5: Расчет расхода воды для разбавления примеси до ПДК в створе водопользования.**

Интеграл вероятности Гаусса

$$\Phi(a) = \frac{2}{\sqrt{2\pi}} \int_0^a e^{-t^2/2} dt$$

X	$\Phi(x)$	X	$\Phi(x)$	X	$\Phi(x)$	X	$\Phi(x)$
0,00	0	0,30	0,2358	0,60	0,4515	0,90	0,6319
0,01	0,008	31	0,2434	61	0,4581	91	0,6372
0,02	0,016	32	0,251	62	0,4647	92	0,6424
0,03	0,0239	33	0,2586	63	0,4713	93	0,6476
0,04	0,0319	34	0,2661	64	0,4778	94	0,6528
0,05	0,0399	35	0,2737	65	0,4843	95	0,6579
0,06	0,0478	36	0,2812	66	0,4997	96	0,6629
0,07	0,0558	37	0,2886	67	0,4971	97	0,668
0,08	0,0638	38	361	68	0,5035	98	0,6729
0,09	0,0717	39	0,3035	69	0,5098	99	0,6778
0,10	0,0797	0,40	0,3108	0,70	0,5161	1,00	0,6827
11	0,0876	41	0,3182	71	0,5223	01	0,6875
12	0,0955	42	0,3255	72	0,5285	02	0,6923
13	0,1034	43	0,3328	73	0,5346	03	0,697
14	0,1113	44	0,3401	74	0,5407	04	0,7017
0,15	0,1192	0,45	0,3473	0,75	0,5467	1,05	0,7063
16	0,1271	46	0,3545	76	0,5527	06	0,7109
17	0,135	47	0,3616	77	0,5587	07	0,7154
18	0,1428	48	0,3688	78	0,5646	08	0,7199
19	0,1507	49	0,3759	79	0,5705	09	0,7243
0,20	0,1585	0,50	0,3829	0,80	0,5763	1,10	0,7287
21	0,1663	51	0,3899	81	0,5821	11	0,733
22	0,1741	52	0,3969	82	0,5878	12	0,7373
23	0,1819	53	0,4039	83	0,5935	13	0,7415
24	0,1897	54	0,4108	84	0,5991	14	0,7457
0,25	0,1974	0,55	0,4177	0,85	0,6047	1,15	0,7499
26	0,2051	56	0,4245	86	0,6102	16	0,754
27	0,2128	57	0,4313	87	0,6157	17	0,758

Окончание приложения 10.1

X	$\Phi(x)$	X	$\Phi(x)$	X	$\Phi(x)$	X	$\Phi(x)$
28	0,2205	58	0,4381	88	0,6211	18	0,762
29	0,2282	59	0,4448	89	0,6265	19	0,766
0,30	0,2358	0,60	0,4515	0,90	0,6319	1,20	0,7699
1,20	0,7699	1,50	0,8664	1,80	0,9281	2,50	0,9876
21	0,7737	51	0,869	81	0,9297	55	0,9892
22	0,7775	52	0,8715	82	0,9312	60	0,9907
23	0,7813	53	0,874	83	0,9328	65	0,992
24	0,785	54	0,8764	84	0,9342	70	0,9931
1,25	0,7887	1,55	0,8789	1,85	0,9357	1,75	0,994
26	0,7923	56	0,8812	86	0,9371	80	0,9949
27	0,7959	57	0,8836	87	0,9385	85	0,9956
28	0,7995	58	0,8859	88	0,9399	90	0,9963
29	0,8029	59	0,8882	89	0,9412	95	0,9968
1,30	0,8064	1,60	0,8904	1,90	0,9426	3,00	0,9973
31	0,8098	61	0,8926	91	0,9439	10	0,9981
32	0,8132	62	0,8948	92	0,9451	20	0,9986
33	0,8165	63	0,8969	93	0,9464	30	0,999
34	0,8198	64	0,899	94	0,9476	40	0,9993
1,35	0,823	1,65	0,9011	1,95	0,9488	3,50	0,9945
36	0,8262	66	0,9031	96	0,9500	60	0,9997
37	0,8293	67	0,9051	97	0,9512	70	0,9998
38	0,8324	68	0,907	98	0,9523	80	0,9999
39	0,8355	69	0,909	99	0,9534	90	0,9999
1,40	0,8385	1,70	0,9109	2,00	0,9545	4,00	0,9999
41	0,8415	71	0,9127	05	0,9596	4,417	1
42	0,8444	72	0,9146	10	0,9643		
43	0,8473	73	0,9164	15	0,9684		
44	0,8501	74	0,9181	20	0,9722		
1,45	0,8529	1,75	0,9199	2,25	0,9756		
46	0,8557	76	0,9216	30	0,9786		
47	0,8584	77	0,9233	35	0,9812		
48	0,8611	78	0,9249	40	0,9836		
49	0,8638	79	0,9265	45	0,9857		
1,50	0,8664	1,80	0,9281	2,50	0,9876		

Примеры расчета качества воды в реке.

1. Проектируется русловый выпуск сточных вод в центре реки. Расход сточных вод $q_o = 0,5 \text{ м}^3/\text{с}$, содержание консервативной примеси в них $S_o = 1 \text{ г/л}$. Фоновая концентрация этой примеси в реке $S_\phi = 0,0005 \text{ г/л}$. Осредненные гидравлические и морфологические характеристики реки на участке смешения по расчетному расходу с учетом расхода сточных вод равны: $B = 308 \text{ м}$, $H = 2,42 \text{ м}$, $V = 0,18 \text{ м/с}$, $C = 8,6 \text{ м}^{1/2}/\text{с}$. Необходимо вычислять концентрацию примеси S в 1000 м ниже выпуска на расстоянии 70 м от берега и 2 м от поверхности реки в точке планируемого водозабора.

Поскольку примесь консервативная, то $K_l = 0$. Для расчетов используем уравнение (2.3). Вычислим сначала ряд коэффициентов:

$$P = 0,026 \cdot B^{1/2} \cdot (2g)^{1/4} / CH^{3/4} = 0,026 \cdot 308^{1/2} (2 \cdot 9,81)^{1/4} / 8,6 \cdot 2,42^{3/4} = 0,0575 \text{ м}^{1/2}.$$

$$a = \frac{B}{\sqrt{2P \cdot X^{3/4}}} = \frac{308}{\sqrt{2 \cdot 0,0575 \cdot 1000^{3/4}}} = 5,1.$$

По таблице прил. 10.1 $\Phi_{0,B}(5,1) = 1$.

$$\text{Для } a = \frac{H}{\sqrt{2P \cdot X^{3/4}}} = \frac{2,42}{\sqrt{2 \cdot 0,0575 \cdot 1000^{3/4}}} = 0,04$$

получим $\Phi_{0,H}(0,04) = 0,032$.

Координаты точки планируемого водозабора $x = 1000 \text{ м}$,

$y = 2 - H/2 = 2 - 2,42/2 = 0,79 \text{ м}$; $z = B/2 - 308/2 - 70 = 84 \text{ м}$. Концентрация примеси в точке водозабора

$$\begin{aligned} S &= \frac{2q_o S_o}{4\pi \cdot V \cdot P \cdot x^{3/2} \Phi_{0,B} \Phi_{0,H}} \exp \left[-\frac{y^2 + z^2}{P \cdot x^{3/2}} - K_l \frac{x}{V} \right] + S_\phi \exp \left(-K_l \frac{x}{V} \right) = \\ &= \frac{2 \cdot 0,5 \cdot 1}{4 \cdot 3,14 \cdot 0,0575 \cdot 1000^{3/2} \cdot 1 \cdot 0,032} \exp \left[-\frac{0,79^2 + 84^2}{0,075 \cdot 1000^{3/2}} \right] + 0,0005 = \\ &= 0,0008 \text{ г/л} \end{aligned}$$

Если требуется определить максимальную концентрацию примеси, то нужно вычислить ее на оси струи, т.е. при $y = Z = 0$, и она равна

$$S_{\max} = 0,0157 \text{ г/л}.$$

2. Пусть кроме выпуска, приведенного в первом примере, имеется второй выпуск, расположенный ниже по течению реки на расстоянии 100 м. Параметры обоих стоков при этом одинаковы. Поскольку объем сточных вод небольшой, то гидравлико-морфологические характеристики реки можно оставить без изменения. Расчет концентрации примеси от второго источника приводим для точки водозабора на расстоянии $x = 900 \text{ м}$ по течению реки.

Не повторяя вычислений, аналогичных первому примеру, определим интегралы вероятности Гаусса:

$$\text{при } a = \frac{B}{\sqrt{2P \cdot X^{3/4}}} = \frac{308}{0,317 \cdot 900^{3/4}} = 5,53 \quad \Phi_{o,B}(5,53)=1,$$

$$\text{при } a = \frac{H}{\sqrt{2P \cdot X^{3/4}}} = \frac{2,42}{0,317 \cdot 900^{3/4}} = 0,044 \quad \Phi_{o,H}(0,044)=0,036.$$

Решаем уравнение (10.3), но вместо фоновой концентрации, использованной при расчете первого примера, подставляем для точки водозабора $S_p=0,0008$ г/л, а для оси струи $S_p = 0,0157$ г/л. Тогда соответствующие концентрации примесей в створе планируемого водозабора при наличии двух стоков равны $S = 0,000973$ г/л, $S_{max} = 0,0314$ г/л.

11. Лабораторная работа № 11

Расчет полого форсуночного скруббера

Полые форсуночные скрубберы используются для очистки от пыли и растворимых в воде веществ выбросов различных металлургических переделов. Улавливание пылевых частиц в скруббере достигается за счет их контакта с каплями воды, подаваемой с помощью системы форсунок.

Скруббер представляет собой колонну прямоугольного или круглого сечения, в которой организуется движение очищаемого газа и орошающей его воды. Обычно применяются скрубберы с противоточным движением газа и воды или скрубберы с поперечным орошением водой движущегося газа. Последние из-за высокого брызгоуноса снабжаются каплеуловителями. Запыленный газ подается в нижнюю часть колонны, и после осаждения пылевых частиц на каплях вода удаляется из скруббера через верхнюю часть колонны. На пути газа располагаются несколько рядов форсунок по 8 ...16 в каждом. Наряду с очисткой газа от пыли и растворения в воде примесей скруббер обеспечивает охлаждение газа до 40 ... 50 °С и его увлажнение практически до состояния насыщения. В связи с этим расчет скруббера должен выполняться как тепло- и массообменного аппарата. Расчет определяются необходимые размеры скруббера, его режимные характеристики и эффективность улавливания пыли. Расчет и выбор форсунок для подачи орошающей жидкости выполняется по отдельной методике.

11.1. Методика инженерного расчета скруббера

Количество тепла, передаваемого очищаемым газом орошающей его воде с учетом потерь тепла (ΔQ , %),

$$Q = V_{o,c}(J_1 - J_2)/(1 + 0,01\Delta Q),$$

где $V_{o,c}$ - расход сухого газа на очистку, м³/с ; J_1, J_2 - теплосодержание газа на входе и на выходе из скруббера при температуре t_1 и t_2 соответственно

$$J_1 = C_{r,1}t_1 + x_1(i_1 - i_2), J_2 = C_{r,2}t_2, \text{ кДж/м}^3;$$

$C_{r,1}$ и $C_{r,2}$ – средние теплоемкости газа в интервале температур от 0 до t_1 и от 0 до t_2 соответственно, кДж/(м³ град); теплосодержание водяных паров при начальной (t_1) и конечной ($t''_{ж}$) температурах: $i_1 = 2480 + 1,96t_1$; $i_2 = 2480 + 1,96t''_{ж}$, кДж/кг;

x_1 – начальное влагосодержание газа, г/м³;

ΔQ – потери тепла скруббером в % от количества тепла очищаемого газа.

Поскольку на выходе из скруббера газ практически насыщен водяным паром, то температура этого пара близка к температуре "мокрого" термометра (t_m) и обычно ниже таковой на 5...8°С. Температуру $t''_{ж}$ можно определить по эмпирической формуле вида

$$t''_{ж} = [t_m - (5...8)] = 9,568 \cdot x_1^{0,658} \cdot t_1^{(0,058x_1^{-0,48})} - (5...8), ^\circ C$$

Расход воды для орошения газа

$$V_{ж} = Q / \{ \rho_{ж} [\varphi(i''_{п} - i'_{ж}) + (1 - \varphi)(i''_{ж} - i'_{ж})] \},$$

где $\rho_{ж}$ – плотность орошающей жидкости, $кг/м^3$;

φ – коэффициент испарения вода;

$i_{п} = C_{п} t''_{ж}$ – теплосодержание насыщенного водяного пара, $кДж/кг$;

$i'_{ж} = C'_{ж} t'_{ж}$; $i''_{ж} = C''_{ж} t''_{ж}$ – теплосодержание орошающей воды при начальной $t'_{ж}$ и конечной $t''_{ж}$ температурах;

$C_{п}, C'_{ж}, C''_{ж}$ – средние теплоемкости водяного пара, орошающей воды в интервалах температур от 0 до $t'_{ж}$, $t'_{ж}$ и $t''_{ж}$ соответственно, $кДж/(кг \text{ град})$.

При влагосодержании, $г/м^3$, насыщенного водяным паром газа, равном

$$x_2 = x_1 + \varphi V_{ж} / V_{о,с},$$

объемный расход, $м^3/с$, газа на выходе из скруббера при рабочих условиях

$$V_2 = V_{о,с} (1 + x_2 / 0,804) (1 + t_2 / 273) 101,3 / (P_{бар} \pm P_r),$$

где $P_{бар}$ – барометрическое давление на местности, $кПа$;

P_r – избыточное (+ P_2) давление газа или разрежение газа ($-P_2$) в скруббере, $кПа$.

Из условий стационарного теплообмена объем форсуночного скруббера составит, $м^3$,

$$W = 1000Q / (K \Delta t_{л}),$$

где $K = [1 + 0,001(t_1 + t_2)/2] \cdot [116,5 + 52,5 V_{ж} \rho_{ж} / V_{о,с} \rho_{о,с}]$ – объемный коэффициент теплопередачи, $Вт/(м^3 \text{ град})$;

$\rho_{о,с}$ – плотность сухого газа, $кг/м^3$;

$\Delta t_{л} = [(t_1 - t''_{ж}) - (t_2 - t'_{ж})] / 2, 3 \lg [(t_1 - t''_{ж}) - (t_2 - t'_{ж})]$ – средняя логарифмическая разность температур газа и орошающей жидкости, $^\circ C$.

На основании опыта установлены оптимальные скорости газа в скруббере, при которых обеспечивается эффективная очистка газа от пыли. Эти скорости рекомендовано задавать для противоточного скруббера с гидравлическим сопротивлением $\Delta P = 230 \dots 250 \text{ Па}$ в диапазоне $\omega_c = 0,7 \dots 1,5 \text{ м/с}$, а для скруббера с поперечным орошением, имеющего гидравлическое сопротивление $\Delta P = 900 \dots 1500 \text{ Па}$, в диапазоне $\omega_c = 6 \dots 8,7 \text{ м/с}$. При заданной скорости очищаемого газа определяются эквивалентный диаметр скруббера $D = \sqrt{4V_2 / \pi \omega_c}$, $м$, и его активная высота $H = 4W / \pi D^2$, $м$. При этом следует выполнить условие по строительной устойчивости (стройности) скруббера, согласно которому отношение $H/D \approx 2,5$. Если при заданной скорости оно не выполняется, то из рекомендованного диапазона принимается иная скорость, при которой условие по стройности конструкции выполняется.

Для обеспечения качества орошения водой очищаемого газа форсунки располагают в несколько рядов. Расстояние первого ряда форсунок от оси ввода очищаемого газа должно быть равно $H_1 \approx 0,5D$, а расстояние между следующими рядами – $H_2 \approx 2D$. Исходя из активной высоты скруббера и этих расстояний определяется число рядов форсунок по его высоте $N=1+(H-H_1)/H_2$.

Скорость движения капель распыленной воды с диаметром d_k составляет $\omega_k = 0,255d_k^{0,431}$, м/с. Расчет форсуночного скруббера завершается определением эффективности очистки газа от пыли. Для сравнения имеющихся методик этот расчет выполняется по энергетическому методу и по методу, основанному на теории массообменных процессов.

Главным энергетическим параметром скруббера является расход энергии в единицу времени на обработку очищаемого газа распыливаемой водой. Оценочная характеристика этого параметра – суммарная энергия соприкосновения частиц с каплями, Па,

$$K_{\text{ч}} = \Delta P + P_{\text{ж}} V_{\text{ж}}/V_2,$$

где ΔP – сопротивление скруббера, Па;

$P_{\text{ж}}$ – давление воды на распыление, Па.

Согласно энергетическому методу, степень очистки газа

$$\eta_{\text{э}} = 1 - \exp(-B K_{\text{ч}}^E),$$

где B и E – константы, зависящие от физико-химических свойств и дисперсного состава пыли в очищаемом газе. Выбираются из табл. 13.4 в лабораторной работе №13.

Согласно теории массообменных процессов, степень очистки газа для противоточного скруббера

$$\eta = 1 - \exp(-3 V_{\text{ж}} \eta_3 \omega_{\text{гж}} H / 2 V_2 d_k \omega_k),$$

а для скруббера с поперечным орошением

$$\eta = 1 - \exp(-3 V_{\text{ж}} \eta_3 H / 2 V_2 d_k),$$

где коэффициент захвата частицы каплей воды $\eta_3 = Stk^2 / (0,35 + Stk)^2$ при плотности орошения $S = 1000 V_{\text{ж}} / V_2 < 2$, и $\eta_3 = 1 - 0,15 Stk^{-1,24}$ при $S \geq 2$; скорость газа относительно жидкости для противоточного скруббера

$\omega_{\text{гж}} = \omega_c + \omega_k$ и $\omega_{\text{гж}} = \omega_c$ – для скруббера с поперечным орошением, м/с;

d_k – заданный диаметр капли распыливаемой воды, рекомендуемый в диапазоне $(0,6 \dots 1,0) \cdot 10^{-3}$, м; $Stk = d_4^2 \rho_{\text{ч}} \omega_{\text{гж}} C_{\text{км}} / 18 \mu_{\text{г}} d_k$ – число Стокса ;

d_4 – средний медианный диаметр частицы пыли, м;

$\rho_{\text{ч}}$ – плотность частицы, кг/м³;

$\mu_{\text{г}}$ – коэффициент динамической вязкости газа, Па · с ;

$C_{\text{км}}$ – поправка Кенингема - Милликена (при $d_4 \geq 10 \text{ мкм}$, $C_{\text{км}} = 1$; при $d_4 < 10 \text{ мкм}$, $C_{\text{км}} = 1,156 d_4^{-0,0644}$).

Рассчитанные степени очистки сравниваются. Как правило, теоретическая степень очистки получается выше определенной по энергетическому методу.

11.2. Программа расчета форсуночного скруббера

Программа составлена на языке *Бейсик*. Для расчета вводятся следующие исходные данные:

- тип скруббера (0 – противоточный; 1 – с поперечным орошением);
- барометрическое давление на местности, *Па*;
- избыточное давление или разрежение газа в скруббере, *Па*;
- расход сухого газа на очистку, $\text{м}^3/\text{с}$;
- температура газа на входе в скруббер, $^{\circ}\text{C}$;
- рекомендуемая температура газа на выходе из скруббера, $^{\circ}\text{C}$;
- теплоемкости газа для условий входа и выхода, $\text{кДж}/(\text{м}^3\text{град})$;
- начальное влагосодержание газа, $\text{г}/\text{м}^3$;
- плотность сухого газа, $\text{кг}/\text{м}^3$;
- динамическая вязкость газа, *Па·с*;
- температура воды, подаваемой на орошение, $^{\circ}\text{C}$;
- динамическая вязкость воды, *Па·с*;
- тепловые потери скруббера, %;
- теплоемкость насыщенного водяного пара, $\text{кДж}/(\text{кг град})$;
- коэффициент испарения воды ($\varphi = 0,45 \dots 0,55$);
- давление воды перед форсункой $P_{\text{ж}} = (3 \dots 4) 10^5$, *Па*;
- диаметр капель распыливаемой воды $d_K = (0,6 \dots 1) 10^{-3}$, *м*;
- минимальный диаметр частиц пыли в очищаемом газе, *м*;
- средний медианный размер пыли, *м*;
- плотность пылевых частиц, $\text{кг}/\text{м}^3$;
- признак пыли, содержащейся в очищаемом газе (задается согласно предлагаемому на экране дисплея перечню);
- скорость газа на выходе из скруббера (задается в диалоговом режиме: для противоточного скруббера 0,8 ... 1,5, для скруббера с поперечным орошением 5...8,7 *м/с*);
- гидравлическое сопротивление скруббера (задается в диалоговом режиме: для противоточного скруббера 230...250 *Па*, для скруббера с поперечным орошением - 900...1500 *Па*).

В *Прил. 11.1* и *11.2* приведены результаты расчетов контрольных примеров скрубберов (противоточного, с поперечным орошением). После выполнения расчетов скруббера по отдельной методике выбирается и рассчитывается форсунка для подачи орошающей жидкости.

Приложение 11.1

Контрольный пример результатов расчета скруббера

Расчет полого форсуночного противоточного скруббера

Эквивалентный диаметр скруббера, *м*

$$DD = 3,48116656$$

Активная высота скруббера, *м*

$$H = 9,02611004$$

Энергетический коэффициент степени очистки газа

$$J = 0,74433332$$

Расчетная плотность орошения газа, $\text{дм}^3/\text{м}^3$

$$S = 0,565550668$$

Расчетная степень очистки

$$JJ = 0,89971299$$

Отличие энергетической и расчетной эффективной очистки, %

$$J3 = -25,566668$$

Приложение 11.2

Контрольный пример результатов расчета скруббера

Расчет полого форсуночного скруббера с поперечным орошением водой

Эквивалентный диаметр скруббера, *м*

$$DD = 2,03158419$$

Активная высота скруббера, *м*

$$H = 24,3434335$$

Расстояние между осью подвода газа и первым рядом форсунок, *м*

$$HH1 = 1,01579209$$

Расстояние между рядами форсунок, *м*

$$HH2 = 4,6316838$$

Диаметр каплеуловителя, *м*

$$DDK = 1,21895051$$

Энергетический коэффициент степени очистки газа

$$J = 0,8896975$$

Расчетная плотность орошения газа, $\text{дм}^3/\text{м}^3$

$$S = 2,97010194$$

Расчетная степень очистки

$$JJ = 0,891472113$$

Отличие энергетической и расчетной эффективной очистки, %

$$J3 = -11,03025$$

12. Лабораторная работа №12

Расчет центробежной форсунки для аппаратов мокрой очистки газов

В аппаратах мокрой очистки промышленных выбросов распыление воды для орошения осуществляется с помощью механических и пневматических форсунок. В свою очередь, механические форсунки делятся на центробежные и струйные (щелевые). Механические центробежные форсунки нашли наибольшее распространение. Их общим отличием является достаточно большой диапазон изменения угла раскрытия вытекающей струи α – от 8 до 180°. По характеру заполнения образуемого факела жидкости различают центробежные форсунки с полым факелом и с полностью заполненным факелом (рис. 12.1).

Большинство центробежных форсунок формирует полый факел. Для его образования в вихревой камере (рис. 12.2) поток, подаваемый через тангенциально расположенные отверстия (число отверстий от 1 до 4), закручивается, образуя вращающийся слой жидкости. Струя покидает сопловую часть форсунки в форме полого конуса с углом раскрытия α , который под действием центробежных сил распадается на отдельные капли.

Для обеспечения равномерного орошения потока очищаемого газа в аппаратах мокрой очистки форсунки располагают в 2-4 ряда и выбирают их количество в каждом ряду так, чтобы факелы распыливаемой воды перекрывались, образуя сплошную капельную завесу.

12.1. Методика расчета центробежной форсунки

Целью расчета является определение геометрических характеристик форсунки, определение числа форсунок и расхода воды на орошение. Скорость истечения жидкости из сопла форсунки:

$$\omega = 4V_{\text{ж}} / (\pi \cdot d_o^2 \cdot \varphi) \text{ м/с}, \quad (12.1)$$

а условная скорость истечения

$$\omega_{\text{э}} = \sqrt{2P_{\text{ж}} / \rho_{\text{ж}}}, \quad (12.2)$$

где $V_{\text{ж}}$ – расход воды на форсунку, м³/с; $P_{\text{ж}}$ – давление воды, Па;

$\rho_{\text{ж}}$ – плотность воды, кг/м³; d_o – диаметр сопла, м; φ – коэффициент заполнения сопла.

Расход воды на форсунку:

$$V_{\text{ф}} = K_{\text{ф}} \cdot \pi \cdot d_o^2 \cdot \omega_{\text{э}} / 4, \quad (12.3)$$

где $K_{\text{ф}}$ – коэффициент расхода воды через сопло, определяемый по формуле

$$K_{\text{ф}} = \left(\sqrt{A_{\text{ф}}^2 / (1 - \varphi) + 1 / \varphi^2} \right)^{-1}, \quad (12.4)$$

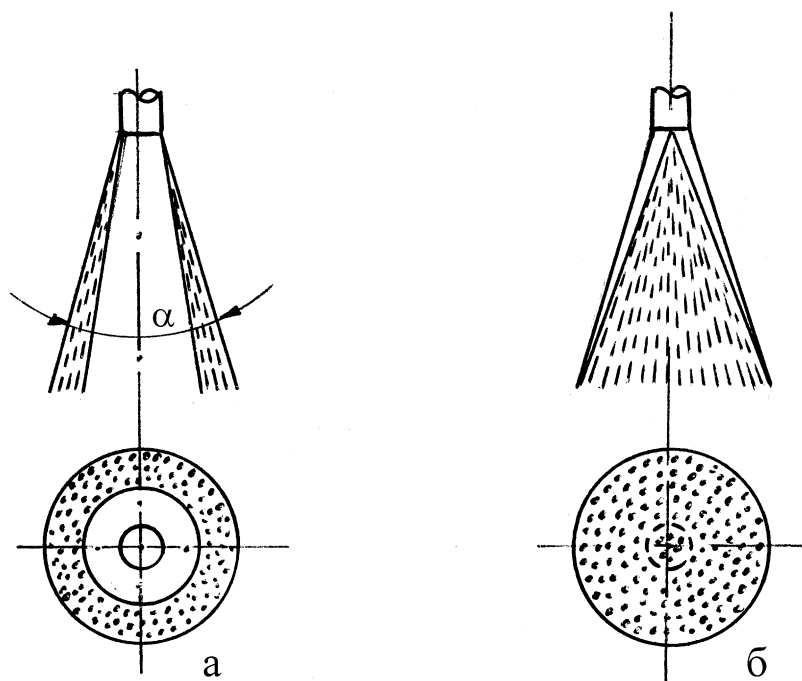


Рис. 12.1. Формы факела распыливания центробежных форсунок:
а – полый факел; б – заполненный факел

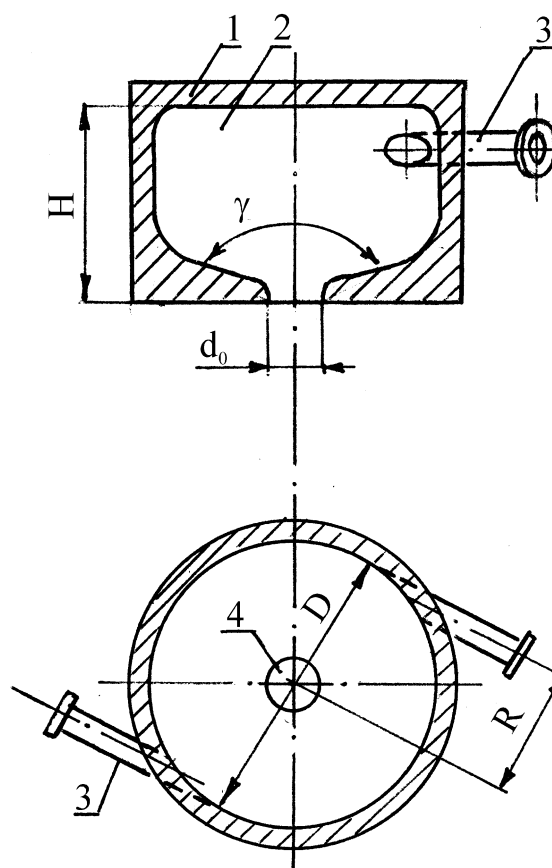


Рис. 12.2. Механическая центробежная форсунка с тангенциальным вводом воды: 1 – корпус; 2 – вихревая камера; 3 – подводящие патрубки; 4 – сопло

Геометрическую характеристику форсунки A_ϕ находят из выражения

$$A_\phi = \pi \cdot d_o \cdot R / 2 \cdot n_\phi \cdot F_{\text{вх}} = (1 - \phi) \sqrt{2} / \phi \sqrt{\phi}, \quad (12.5)$$

где R – эксцентриситет форсунки, м;

n_ϕ – число входных каналов вихревой камеры;

$F_{\text{вх}} = \pi d_{\text{вх}}^2 / 4$ – площадь сечения входного канала с заданным диаметром $d_{\text{вх}}$, м².

Коэффициент заполнения сопла $0 < \phi < 1$ определяется по эмпирической формуле по заданному углу α :

$$\phi = 1 - 0,001134 \alpha^{1,322}. \quad (12.6)$$

Качество распыливания воды форсункой определяется размером образующихся капель, который по данным исследований рекомендуется принимать $d_k \leq 0,06 d_o$. Установлено, что в диапазоне чисел Рейнольдса $2280 \leq R \leq 18280$ между средним размером капель и диаметром сопла существует зависимость вида

$$d_k / d_o = 18,3 / (Re_\phi)^{0,59} \quad (12.7)$$

где $Re_\phi = \omega_\phi d_\phi \rho_\phi / \mu_\phi$;

μ_ϕ – коэффициент динамической вязкости воды, Па·с.

Определив по формуле (12.7) значение d_o , находят эксцентриситет форсунки

$$R = A_\phi n_\phi d_{\text{вх}}^2 / 2 d_o, \text{ м}, \quad (12.8)$$

внутренний диаметр вихревой камеры

$$D = 2K + d_{\text{вх}}, \text{ м}, \quad (12.9)$$

высоту вихревой камеры

$$H = 1,2 d_{\text{вх}}, \text{ м}, \quad (12.10)$$

и принимают угол конусности на входе потока в сопло $\gamma = 90 \div 120^\circ$.

По заданному общему расходу воды на орошение (V_ϕ) определяется необходимое количество форсунок

$$N_\phi = V_\phi / V_\phi \quad (12.11)$$

и число форсунок, приходящихся на 1 ряд

$$N_{\phi, \text{р}} = N_\phi / n_\phi, \quad (12.12)$$

где n_ϕ – число заданных рядов форсунок.

12.2. Программа расчета центробежной форсунки

Программа составлена на языке *Бейсик* и позволяет по заданным исходным данным определить: d_o , R , D , H , N_ϕ , $N_{\phi, \text{р}}$, K_ϕ , уточненный расход воды на орошение.

В качестве исходных данных вводится:

- общий расход воды на орошение (предварительное значение) V_ϕ , м³/с;
- избыточное давление воды перед форсункой P_ϕ , Па;
- плотность воды на орошение ρ_ϕ , кг/м³;
- коэффициент динамической вязкости воды μ_ϕ , Па·с;
- рекомендуемый оптимальный диаметр капель распыливаемой воды d_k , м;
- заданный угол раскрытия факела форсунки α , град;
- заданное число входных каналов вихревой камеры n_ϕ ;

- заданный диаметр входного канала вихревой камеры $d_{вх}$, м;
- заданное число рядов форсунок n_p .

В комментариях к исходным данным приведены рекомендуемые диапазоны задаваемых параметров.

В *Прил. 12.1* приведены результаты расчета контрольного примера, выполненного для следующих исходных данных:

$V_{жс} = 0,034 \text{ м}^3/\text{с}$; $P_{жс} = 20000 \text{ Па}$; $d_K = 0,4 \cdot 10^{-3} \text{ м}$; $\rho_{жс} = 998,2 \text{ кг/м}^3$; $n_p = 4$;
 $\alpha = 120^\circ$; $n_\phi = 2$; $d_{вх} = 0,02 \text{ м}$; $\mu_{жс} = 1,004 \cdot 10^{-3}$, Па · с.

Приложение 12.1

Пример результатов расчета механической центробежной форсунки

Результаты расчета

Эквивалентная скорость воды в сопле

$W = 6,33025499$

Диаметр выходного отверстия

$DD3 = 0,0261215346$

Коэффициент заполнения сопла ($0 \leq Y \leq 1$)

$Y = 0,36424376$

Геометрическая характеристика форсунки

$A = 4,08932715$

Эксцентриситет между входным патрубком и соплом форсунки

$R = 0,0626200123$

Внутренний диаметр камеры форсунки

$DD4 = 0,145240024$

Высота камеры закручивания

$H = 8,024$

Коэффициент расхода воды через сопло форсунки

$K = 0,204569352$

Расход воды на 1 форсунку

$V2 = 6,93631474 \cdot 10^{-4}$

Общее расчетное количество форсунок на аппарат

$NN3 = 49,0173835$

Число форсунок, приходящихся на 1 ряд

$NN4 = 12,2543458$

Полученный результат округляем до целого числа

$NN5 = 12$

Уточненное число форсунок на аппарат

$NN6 = 48$

Уточненный расход воды на аппарат

$V3 = 0,0332943107$

13. Лабораторная работа № 13

Расчет газопромывателя Вентури типа ГВПВ

Работа скрубберов Вентури основана на захвате каплями воды пылевых частиц с последующей их коагуляцией и осаждением в каплеуловителе инерционного типа. Дробление воды осуществляется турбулентным газовым потоком. Для очистки технологических газов разработан нормализованный типоразмерный ряд скрубберов из трубы Вентури круглого сечения (рис. 13.1) и малогабаритного циклона типа КЦТ (рис. 13.2). Технические характеристики труб Вентури и циклона КЦТ приведены соответственно в табл. 13.1 и 13.2.

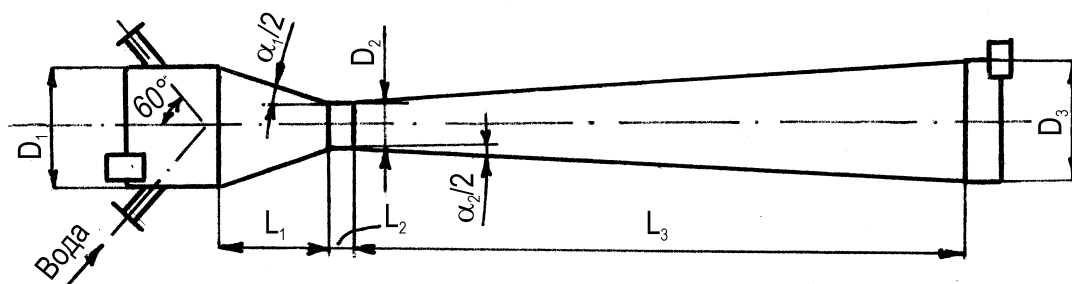


Рис. 13.1. Нормализованная труба Вентури скруббера ГВПВ

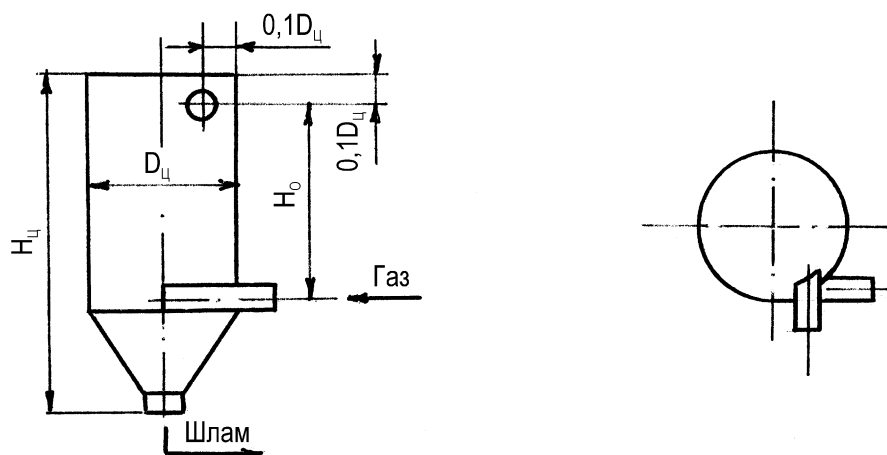


Рис. 13.2. Каплеуловитель центробежный КЦТ

Скруббер ГВПВ рассчитан на очистку газа с начальной запыленностью не выше 30 г/м^3 и температурой до 400°C . Производительность скрубберов по условиям выхода $17\ldots 84 \text{ тыс. м}^3/\text{ч}$ при гидравлическом сопротивлении трубы Вентури от 6 до 12 кПа.

Скорость газа в каплеуловителе $4\ldots 5,6 \text{ м/с}$, его гидравлическое сопротивление в среднем $0,35 \text{ кПа}$, а концентрация влаги на выходе $20\ldots 40 \text{ мг/м}^3$. Подача орошающей жидкости осуществляется цельюфакельными форсунками с давлением воды перед форсункой от 80 до 980 кПа. С аэродинамической точки зрения оптимальной является

конфигурация трубы Вентури со следующими параметрами и соотношениями размеров: $\alpha_1 = 25 \dots 28^\circ$, $\alpha_2 = 6 \dots 8^\circ$,

$$L_1 = (D_1 - D_2) / [2 \operatorname{tg}(\alpha_1 / \alpha_2)], L_2 = 0,15 D_2, L_3 = (D_3 - D_2) / [2 \operatorname{tg}(\alpha_2 / 2)].$$

При компоновке батарейных скрубберов допускается использование труб Вентури с $\alpha_1 \leq 63^\circ$ и с укороченным диффузором. При малых скоростях очищаемого газа или при очистке газов, содержащих много мелкодисперсной пыли, применяют трубы Вентури с удлиненной горловиной ($L_2 = (3 \dots 5) D_2$), что повышает их эффективность.

Для подачи орошающей жидкости широко используются форсунки ВТИ с максимальным диаметром зоны орошения до 0,5 м (рис. 13.3). Расчет диаметра выходного сопла форсунки ведется при давлении воды не менее 150 кПа и коэффициенте расхода $K_{\text{жс}} = 0,72 \dots 0,74$. Остальные размеры форсунки определяются по приведенным на рис. 13.3 соотношениям.

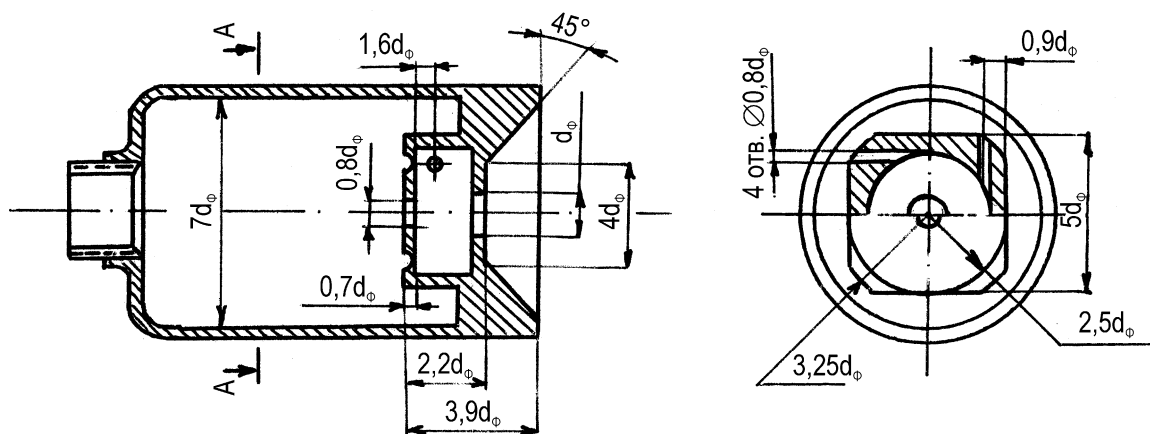


Рис. 13.3. Форсунка ВТИ

13.2. Методика расчета

1. Расчет параметров очищаемого газа и орошающей жидкости.

1.1. Температура газа на выходе из скруббера, $^\circ\text{C}$,

$$t_2 = (0,133 - 0,041 \cdot 10^{-3} \cdot m / \rho_{\text{ж}}) \cdot t_1 + 35,$$

где m – заданная плотность орошения газа водой, изменяющаяся в пределах $0,5 \dots 2,5 \text{ дм}^3/\text{м}^3$;

$\rho_{\text{ж}}$ – плотность орошающей жидкости, $\text{кг}/\text{м}^3$;

t_1 – температура очищаемого газа на входе в скруббер, $^\circ\text{C}$.

1.2. Температура водяного пара на выходе из скруббера, $^\circ\text{C}$

$$t_{\text{ж},2} = 9,568 \cdot (10^3 \cdot x_2)^{0,658} \cdot t_1^{(0,05810^3 x_2)^{-0,48}} - 7,$$

где $x_2 = x_1 + 10^{-3} \cdot \phi \cdot m \cdot \rho_{\text{жс}}$ – содержание влаги в газе на выходе из скруббера, $\text{кг}/\text{м}^3$;

x_1 – начальное влагосодержание очищаемого газа, $\text{кг}/\text{м}^3$;

$\phi = 0,45 \dots 0,5$ – коэффициент испарения влаги.

1.3. Расход воды на орошение очищаемого газа, м ,

$$V_{\text{ж}} = V_{\text{o,c}} \cdot 10^{-3} \cdot m,$$

где $V_{\text{o,c}}$ – расход сухого газа на очистку, $\text{м}^3/\text{с}$.

1.4. Объемный расход влажного газа на выходе из скруббера при рабочих условиях, $\text{м}^3/\text{с}$,

$$V_2 = V_{\text{o,c}} \left(1 + \frac{x_2}{0,804} \right) \cdot \left(1 + \frac{t_2}{273} \right) \cdot \left(\frac{101,3}{P_{\text{бар}} \pm P_{\text{э}}} \right)$$

где $P_{\text{бар}}$ – барометрическое давление на местности, кПа ;

$\pm P_{\text{г}}$ – избыточное давление (разрежение) газа в скруббере, кПа .

2. Выбор типоразмера нормализованного скруббера,

2.1. По табл. 13.1 с учетом расчетных значений V_2 и $V_{\text{ж}}$ выбрать марку скруббера ГВПВ и выписать его технические характеристики:

- диапазон производительности по газу V_2 , $\text{м}^3/\text{с}$;
- диапазон расходов орошающей жидкости $V_{\text{ж}}$, $\text{м}^3/\text{с}$;
- давление орошающей жидкости перед форсункой $P_{\text{ж}}$, кПа ;
- площадь живого сечения горловины трубы Вентури $F_{\text{э}}$, м^2 ;
- диаметр входного патрубка трубы Вентури D_1 , м ;
- диаметр горловины D_2 , м ;
- диаметр выходного патрубка трубы Вентури D_3 , м ;
- длина трубы Вентури L , м ;
- масса трубы Вентури G , кг .

Длина конфузора трубы Вентури, м ,

$$L_1 = (D_1 - D_2) / [2 \operatorname{tg}(\alpha_1/2)].$$

Длина диффузора трубы Вентури, м ,

$$L_3 = L - L_1 - L_2.$$

Длина горловины трубы Вентури L_2 определяется по табл. 13.1

3. Расчет гидравлических характеристик трубы Вентури.

3.1. Скорость газа в горловине трубы Вентури, $\text{м}/\text{с}$,

$$\omega_2 = V_2 / F_{\text{г}}.$$

3.2. Задать коэффициент сопротивления "сухой" трубы Вентури $\zeta_{\text{с}} = 0,12 \dots 0,15$.

3.3. С учетом организации орошения цельнофакельными форсунками с центральным подводом воды в горловину коэффициент сопротивления «мокрой» трубы Вентури $\xi_{\text{ж}} = A \times \xi_{\text{с}} \times m^{B1}$, где A и $B1$ определяют по табл. 13.3.

3.4. Гидравлическое сопротивление "сухой" трубы Вентури, кПа ,

$$\Delta P_{\text{с}} = \zeta_{\text{с}} \omega_2^2 \rho_{\text{г}} 10^{-3} / 2.$$

3.5. Гидравлическое сопротивление трубы Вентури за счет орошения влагой, кПа ,

$$\Delta P_{\text{ж}} = \xi_{\text{ж}} \cdot 10^{-6} \cdot m \cdot \omega_2^2 \cdot \rho_{\text{ж}} / 2.$$

3.6. Полное гидравлическое сопротивление трубы Вентури, кПа ,

$$\Delta P = \Delta P_{\text{с}} + \Delta P_{\text{ж}}.$$

4. Выбор типоразмера центробежного каплеуловителя.

Таблица 10.1

Технические характеристики труб Вентури типа ГВПВ ($t_1 \leq 400^\circ\text{C}$, $Z_1 \leq 30 \text{ г/м}^3$)

Типоразмер ГВПВ	Производительность по газу $V_2, \text{ м}^3/\text{с}$	Расход орошающей жидкости $V_{ж},$ $\text{м}^3/\text{с}$	Давление перед форсункой, кПа	Размеры, м					Площадь сечения горловины $F_2, \text{ м}^2$
				D_1	D_2	D_3	L_2	L	
0,006-400	0,472...0,972	$(3,33...13,89)10^{-4}$	180...370	0,273	0,085	0,219	0,012	1,85	0,006
0,010-400	0,861...1,805	$(6,11...13,89)10^{-4}$	80...410	0,377	0,115	0,325	0,017	2,5	0,01
0,014-400	1,150...2,333	$(8,05...13,89)10^{-4}$	80...410	0,4	0,135	0,377	0,02	2,94	0,014
0,019-400	1,553...3,150	$(10,83...36,11)10^{-4}$	80...980	0,48	0,155	0,4	0,024	3,14	0,019
0,025-400	2,080...4,20	$(14,44...36,11)10^{-4}$	150...980	0,6	0,18	0,48	0,027	3,79	0,025
0,030-400	2,590...5,25	$(18,05...36,11)10^{-4}$	60...250	0,63	0,2	0,53	0,03	4,025	0,03
0,045-400	3,833...7,78	$(27,78...83,33)10^{-4}$	60...570	0,72	0,24	0,63	0,035	4,62	0,045
0,060-400	5,100...10,5	$(36,11...83,33)10^{-4}$	100...570	0,9	0,28	0,72	0,04	5,425	0,06
0,080-400	6,517...13,22	$(47,22...125,0)10^{-4}$	80...570	1	0,32	0,82	0,05	5,94	0,08
0,10-400	9,008...18,28	$(63,88...125,0)10^{-4}$	80...320	1,12	0,37	1	0,055	7,24	0,1
0,140-400	11,50...23,33	$(80,55...125,0)10^{-4}$	130...320	1,32	0,42	1,12	0,065	8,14	0,14

Таблица 13.2

Технические характеристики каплеуловителей КЦТ

<i>Типоразмер</i>	<i>Производительность по газу V_2, м³/с</i>	<i>Внутренний диаметр $D_{ц}$, м</i>	<i>Высота, $H_{ц}$, м</i>	<i>Расстояние между осями ввода и отвода газа H_o, м</i>	<i>Масса, кг</i>
КЦТ-3,55	0,861...1,080	0,5	1,75	0,770	128
КЦТ-5,00	1,080...1,555	0,6	2,00	0,870	168
КЦТ-6,90	1,555...2,118	0,7	2,22	0,970	218
КЦТ-9,00	2,118 ... 2,767	0,8	2,462	1,070	268
КЦТ-11,5	2,767...3,500	0,9	2,754	1,180	332
КЦТ-14,0	3,500...4,322	1,0	3,004	1,270	408
КЦТ-20,0	4,322...6,225	1,2	3,557	1,480	708
КЦТ-27,2	6,225 ...8,472	1,4	4,107	1,670	908
КЦТ-36,5	8,472...11,067	1,6	4,607	1,870	1158
КЦТ-45,0	11,067...14,005	1,8	5,208	2,390	1558
КЦТ-56,0	14,005...17,29	2,0	5,758	2,570	1828
КЦТ-69,0	17,290...20,921	2,2	6,408	2,770	2268
КЦГ-82,5	20,921...23,333	2,4	6,908	2,970	2648

4.1. Для выбранного диапазона производительности скруббера (V_2) по табл. 13.2 выписываем типоразмер каплеуловителя КЦТ:

- внутренний диаметр каплеуловителя $D_{ц}$, м;
- полная высота каплеуловителя $H_{ц}$, м;
- расстояние между осями ввода и отвода газа H_o , м;
- масса каплеуловителя $G_{ц}$, кг.

4.2. По табл. 13.2 определить остальные размеры каплеуловителя.

4.3. Скорость газа в каплеуловителе, м/с.

$$\omega_{ц} = 4V_2 / \pi \cdot D_{ц}^2.$$

4.4. При коэффициенте сопротивления $\zeta_{ц} = 18$ гидравлическое сопротивление каплеуловителя, кПа,

$$\Delta P_{к} = 10^{-3} (\zeta_{ц} \omega_{ц}^2 \rho_{г} / 2).$$

5. Полное гидравлическое сопротивление скруббера ГВПВ, кПа,

$$\Delta P_{ск} = \Delta P + \Delta P_{к}.$$

6. Расчет цельнофакельных форсунок.

6.1. Необходимое количество форсунок для подачи орошающей жидкости

$$N'_{ф} = D_1 / 0,5.$$

Округлив $N'_{ф}$ до ближайшего большего целого значения, получим $N_{ф}$.

6.2. Задать расстояние от оси установки форсунок до конфузора, м,

$$L_{ф} = (1 \dots 1,5) D_1.$$

6.3. Расход воды на одну форсунку, м³/с,

$$V_{ф} = V_{ж} / N_{ф}.$$

6.4. Диаметр отверстия форсунки при коэффициенте расхода жидкости $K_{жс} = 0,72 \dots 0,73$

$$D_{ф} = \sqrt{\frac{4V_{ф}}{\pi \cdot K_{жс} \sqrt{2P_{ж} / \rho_{ж}}}}, \text{ м.}$$

7. Эффективность очистки газа.

7.1. Суммарная энергия, затрачиваемая на очистку газа, Па,

$$K_{ч} = 10^3 (\Delta P_{ск} + P_{ж}).$$

7.2. Степень очистки газа по энергетическому методу для выбранных параметров пыли B и E (табл 13.4):

$$\eta = 1 - \exp(-B \cdot K_{ч}^E).$$

7.3 Относительный унос пыли $\beta = 1 - \eta$.

7.4. Содержание пыли в очищенном газе, г/м³,

$$Z_2 = \beta \cdot Z_1,$$

где Z_1 – начальная концентрация пыли в газе, г/м³.

7.5. Количество осаждаемой из газа пыли, г/с,

$$M_{о,с} = V_{о,с} \cdot Z_1 \cdot \eta.$$

Таблица 13.3

Значения коэффициентов А и В

Способ орошения в трубу распылитель	Скорость газов в Горловине м/с	Длина горловины трубы-распылителя L_2 , м	Коэффициенты	
			А	В ₁
Центральный и пленочный подвод орошения	>80	$(0,15-12,0) \cdot D_2$	$1,68 \cdot (L_r / D_2)^{0,29}$	$1-1,12 \cdot (L_r / D_2)^{-0,045}$
	<80	$1,5 \cdot D_2$	$3,4 \cdot (L_r / D_2)^{0,266}$	$1-0,98 \cdot (L_r / D_2)^{0,025}$
Центральный подвод перед конфузоре или орошение площади над батареей труб-распылителей	40-150	$0,15 \cdot D_2$	0,215	-0,54
Периферийный подвод в конфузоре	>80	$0,15 \cdot D_2$	13,4	0,024
	<80		1,4	-0,316
Центральный подвод орошения в конфузоре трубы оптимальной конфигурации (трубы Вентури)	40-150	$0,15 \cdot D_2$	0,63	-0,3

13.3. Программа расчета скруббера ГВПВ

Программа реализует приведенный выше алгоритм и написана на языке *Бейсик*. В качестве исходных данных для расчета вводятся:

- расход сухого газа на очистку при нормальных условиях, $V_{o,c}$, $м^3$;
- влажность очищаемого газа x_1 , $кг/м^3$;
- температура очищаемого газа t_1 , $°C$;
- избыточное давление (разрежение) газа в скруббере P_z , $кПа$;
- плотность газа в рабочих условиях ρ_z , $кг/м^3$;
- концентрация пыли в очищаемом газе, Z_1 , $г/м$;
- плотность орошения газа жидкостью m , $дм^3/м^3$;
- плотность орошающей жидкости $\rho_{ж}$, $кг/м^3$;

- коэффициент испарения воды $\varphi = 0,45 \dots 0,5$;
- барометрическое давление на местности P_6 , кПа;
- угол закрытия конфузора $\alpha_1 = 25 \dots 28^\circ$,
- угол раскрытия диффузора $\alpha_2 = 6 \dots 8^\circ$,
- коэффициенты в уравнении для гидравлического сопротивления трубы Вентури А, В1 (табл 13.3);
- коэффициенты в уравнении для расчета степени очистки газа (в зависимости от типа пыли) В, Е (табл.13.4).
- коэффициент расхода воды $K_{ж}$.

Результаты расчетов выводятся на экран в виде данных, приведенных в *Прил. 13.1*.

Таблица 13.4

**Коэффициенты уравнения для расчета эффективности
улавливания пыли**

<i>Наименование пыли</i>	<i>Тип пыли</i>	<i>B₂</i>	<i>A₂</i>
Конвертерная при продувке кислородом сверху	1	$9,88 \cdot 10^{-2}$	0,4663
Ваграночная	2	$1,355 \cdot 10^{-2}$	0,621
Мартеновская	3	$1,915 \cdot 10^{-2}$	0,5688
Мартеновских печей, работающих на обогащенном кислородном дутье	4	$1,565 \cdot 10^{-6}$	1,619
Мартеновских печей, работающих на воздушном дутье	5	$1,74 \cdot 10^{-6}$	1,594
Содержащая оксиды цинка из печей по выплавке латуни	6	$2,34 \cdot 10^{-2}$	0,5317
Известковых печей	7	$6,5 \cdot 10^{-4}$	1,0529
Щелочной аэрозоль известковых печей	8	$5,53 \cdot 10^{-5}$	1,2295
Из доменных печей	9	0,1925	0,3255
Из томассовского конвертера	10	0,268	0,2589
Из закрытых электропечей по выплавке 45% ферросилиция	11	$2,42 \cdot 10^{-5}$	1,26
Из закрытых электропечей по выплавке силикомарганца	12	$6,9 \cdot 10^{-3}$	0,67
Возгоны свинца и цинка из шахтных печей	13	$6,74 \cdot 10^{-3}$	0,4775
Из закрытых электропечей по выплавке феррохрома	14	$6,49 \cdot 10^{-5}$	1,1
Каолинового производства	15	$2,34 \cdot 10^{-4}$	1,115
Аэрозоль сульфата меди	16	$2,14 \cdot 10^{-4}$	1,0679

Результаты расчета скруббера ГВПВ

Температура газа на выходе из скруббера, град,

$$TT1 = 74,8999852.$$

Температура воды на выходе из скруббера, град,

$$TT2 = 41,5730934.$$

Расход воды на орошение газа, м³/с,

$$VJ = 7,2E-03.$$

Объемный расход газа на выходе из скруббера, м³/с,

$$V2 = 16,726979.$$

Длина конфузора, м,

$$L1 = 0,97187055.$$

Длина диффузора, м,

$$L3 = 7,10312195.$$

Гидравлическое сопротивление трубы Вентури, кПа,

$$PP = 10,839556.$$

Гидравлическое сопротивление каплеуловителя, кПа,

$$PPK = 0,212120409.$$

Гидравлическое сопротивление скруббера Вентури, кПа,

$$PSK = 11,0516764.$$

Степень очистки газа по энергетическому методу

$$U = 0,97.$$

Относительный унос пыли

$$B = 0,03.$$

Концентрация пыли в очищаемом газе, г/м³,

$$Z2 = 0,6.$$

Количество осаждаемой из газа пыли, г/с,

$$MOC = 116,4.$$

Число форсунок для подачи орошающей жидкости

$$NFI = 3.$$

Расстояние форсунок до конфузора, м,

$$LF = 1,716.$$

Расход воды на одну форсунку, м³/с,

$$VFF = 2,4E-03.$$

Диаметр отверстия форсунки, м,

$$DF = 0,0159346976.$$

Приложение 13.1 (продолжение)

Тип скруббера ГВПВ - 0,100-400

Площадь сечения горловины (F_r), m^2	0,1
Диаметр входного патрубка (D_1), m	1,12
Диаметр горловины (D_2), m	0,37
Диаметр выходного патрубка (D_3), m	1
Длина горловины (L_2), m	0,055
Длина скруббера (L), m	7,24
Масса скруббера (G), kg	935
Давление жидкости перед форсункой ($P_{ж}$), kPa	200

Каплеуловитель - циклон типа КЦТ-56,0

Внутренний диаметр ($D_{ц}$), m	2
Полная высота ($H_{ц}$), m	5,758
Масса ($G_{ц}$), kg	7828
Расстояние между осями ввода и отвода газа (H_o), m	2,57

14. Лабораторная работа № 14

Расчет скруббера с подвижной шаровой насадкой

Скрубберы с подвижной шаровой насадкой являются аппаратами мокрой очистки газов от пыли и растворимых в воде соединений. Они обеспечивают степень очистки газа от пыли с размерами более 2 мкм с эффективностью $\eta = 96...99\%$ и от соединений фтора при $pH = 7$ с эффективностью $\eta = 97...99\%$. Обладая меньшей, чем скрубберы Вентури и электрофилтры, эффективностью, они требуют относительно меньших энергозатрат и рабочих площадей для установки. Наиболее распространены одно- и двухсекционные скрубберы с насадкой из шаров (рис. 14.1), располагаемой на щелевой тарелке (опорно-распределительной). Вынос шаров предотвращается ограничительной решеткой. Конструкция обеих решеток (рис. 14.2) обычно одинакова. Шары изготавливаются из износостойких полимерных материалов диаметром 0,02...0,04 м с насыпной плотностью 200...300 кг/м³. Причем, плотность материала шаров должна быть меньше плотности орошающей жидкости. Подача орошающей жидкости в каждую секцию осуществляется 8...16 форсунками с полым факелом распыливания жидкости. Для улавливания остаточной влаги из очищенного газа применяется центробежный каплеуловитель ЦККЗ с коническим завихрителем, имеющим углы наклона лопаток $\beta_1 = 34^\circ$, $\beta_2 = 10^\circ$ и число лопаток, равное 18.

Свободное сечение опорной решетки $S_o = 0,5 ... 0,6 \text{ м}^2/\text{м}^2$ обычно меньше такового у ограничивающей решетки ($S_{or} = 0,8... 0,9 \text{ м}^2/\text{м}^2$) для обеспечения нормального развития процесса псевдоожижения насадки. Причем, оптимальным гидравлическим режимом скруббера при пылеулавливании является режим развитого (полного) псевдоожижения насадки. В этих условиях скорость газа составляет 5...6 м/с, а плотность орошения 0,5...0,7 дм³/м³, так как брызгоунос и переход к волновому режиму частично предотвращаются ограничивающей решеткой. Центробежный каплеуловитель ЦККЗ (рис. 14.3) имеет следующие оптимальные характеристики: скорость газа на свободное сечение – 12 м/с, допускаемая нагрузка по жидкости – 0,5 кг/м³, допускаемый диаметр каплеуловителя - 3 м, остаточный каплеунос не выше 90 мг/м³.

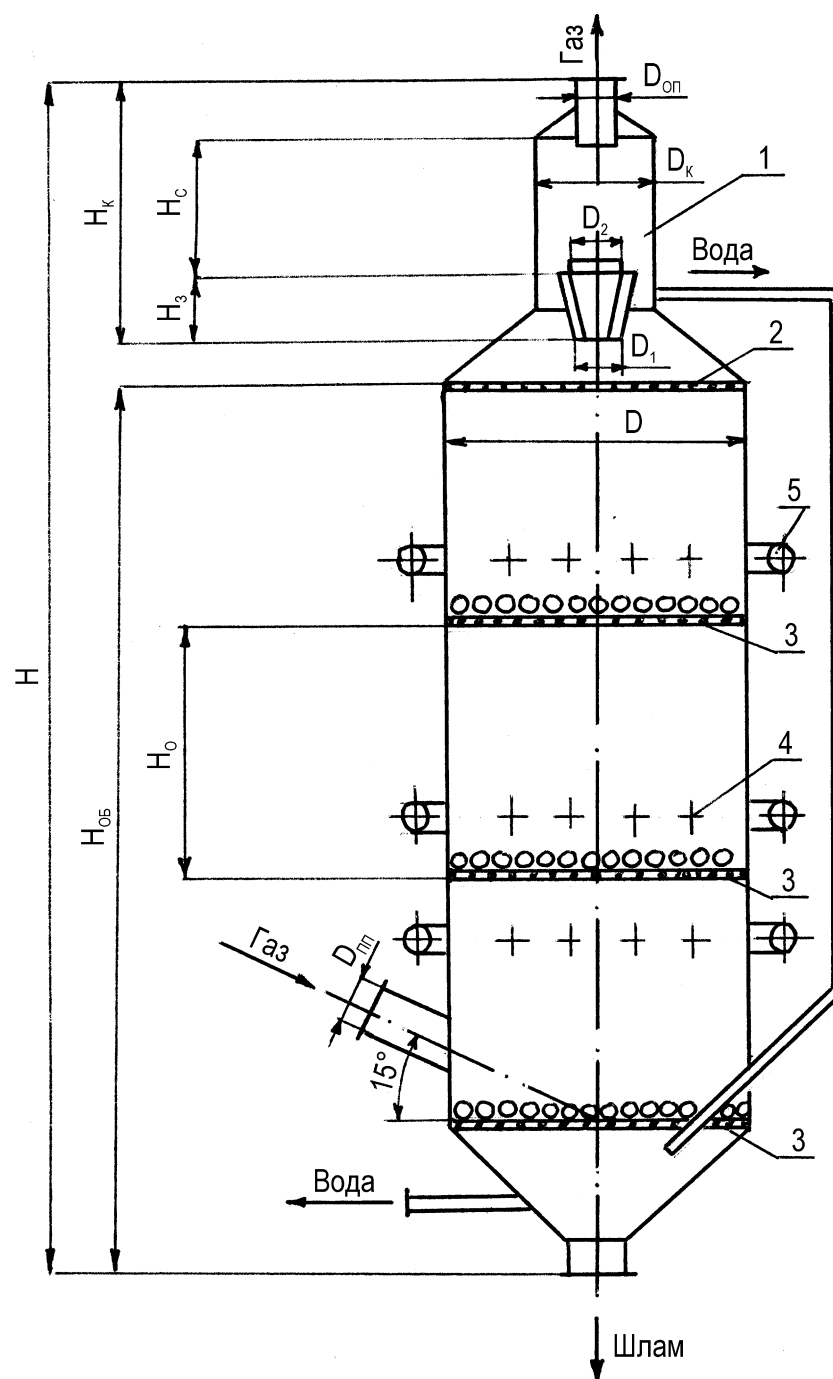


Рис. 14.1. Схема скруббера с шаровой насадкой:

1 – каплеуловитель; 2 – ограничительная решетка; 3 – опорно-распределительная решетка; 4 – оси форсунок (8...16 форсунок в ряду);
5 – коллектор подвода воды

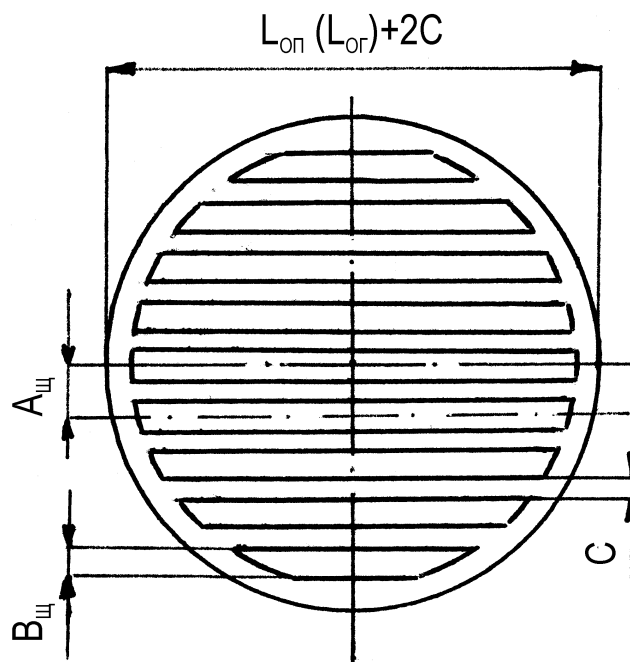


Рис. 14.2. Схема опорно-распределительной (ограничительной) решетки

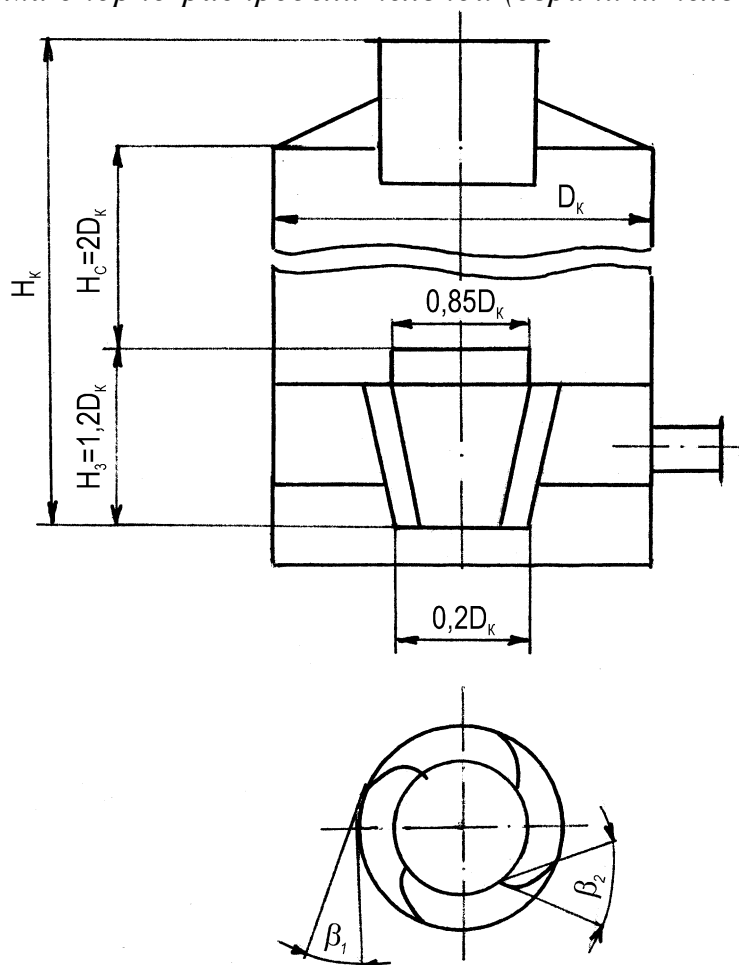


Рис. 14.3 Схема каплеуловителя ЦККЗ

14.2. Алгоритм расчета скруббера

1. Расчет параметров газа и орошающей жидкости.

1.1. Температура газа на выходе из скруббера, °C,

$$t_2 = (0,133 - 0,041m)t_1 + 35,$$

где $m = 0,5 \dots 0,7 \text{ дм}^3/\text{м}^3$ - плотность орошения жидкостью;

t_1 – температура газа на входе в скруббер, °C.

1.2. Температура орошающей жидкости на выходе из скруббера, °C,

$$t_{ж,2} = 9,568(x_2 \cdot 10^{-3})^{0,658} \cdot t_1^{0,058(10^{-3} \cdot x_2)^{-0,48}} - 6,$$

где $x_2 = x_1 + 0,5m \times 10^{-3} \times \rho_{ж}$ - влагосодержание газа на выходе из скруббера, $\text{кг}/\text{м}^3$;

$\rho_{ж}$ – плотность орошающей жидкости, $\text{кг}/\text{м}^3$;

x_1 – влагосодержание газа на входе в скруббер, $\text{кг}/\text{м}^3$.

1.3. Средняя температура газа в скруббере, °C,

$$t_r = 0,7(t_1 + t_2).$$

1.4. Объемный расход влажного газа при рабочих условиях на входе и выходе из скруббера, $\text{м}^3/\text{с}$,

$$V_1 = V_{o,c}(1 + x_1/0,804)(1 + t_1/273)(101,3/(P_{бар} \pm P_r));$$

$$V_2 = V_{o,c}(1 + x_2/0,804)(1 + t_2/273)(101,3/(P_{бар} \pm P_r)),$$

где $V_{o,c}$ – объемный расход сухого газа при нормальных условиях, $\text{м}^3/\text{с}$;

$P_{бар}$ – барометрическое давление на местности, кПа ;

P_r – избыточное давление (или разрежение) газа в скруббере, кПа .

1.5. Скорость газа на свободное сечение скруббера, необходимая для начала режима полного псевдоожижения, $\text{м}/\text{с}$:

$$\omega_{г,п} = \sqrt{2,8 \cdot 10^4 \cdot S_o \cdot \exp(-12,6m^{0,25}) \cdot d_{ш}},$$

где S_o – свободное сечение опорно-распределительной решетки, $\text{м}^2/\text{м}^2$;

$d_{ш}$ – диаметр шара насадки, м .

1.6. Предельно допустимая скорость газа на свободное сечение скруббера, $\text{м}/\text{с}$,

$$\omega_{г,д} = 2,9S_o^{0,4} \cdot m^{0,15}.$$

2. Расчет размеров скруббера и каплеуловителя.

2.1. Площадь свободного сечения скруббера, м^2 ,

$$F = V_2 / \omega_{г,д}$$

2.2. Диаметр скруббера, м ,

$$D = \sqrt{4F / \pi}.$$

2.3. Диаметр патрубка для подвода очищаемого газа, м ,

$$D_{пп} = \sqrt{4V_1 / 5,5\pi}.$$

2.4. Диаметр патрубка для отвода очищаемого газа из каплеуловителя, м ,

$$D_{оп} = \sqrt{4V_2 / 2,2\pi \cdot \omega_{г,з}},$$

где $\omega_{г,з}$ - оптимальная скорость очищаемого газа на свободное сечение каплеуловителя ($\omega_{г,з} = 11,8 \dots 12,4 \text{ м}/\text{с}$).

2.5. Диаметр каплеуловителя с коническим завихрителем ЦККЗ, м,

$$D_k = \sqrt{4V_2 / \pi \cdot \omega_{г,з}}.$$

2.6. Минимальная статическая высота слоя насадки, м,

$$H_{ст} = (5...8)d_{ш}.$$

2.7. Максимальная статическая высота слоя насадки, м,

$$H_{ст,т} = (0,8...1,0)D.$$

2.8. Средняя скорость газа в аппарате, м/с,

$$\omega_g = 0,5(\omega_{г,п} + \omega_{г,д}).$$

2.9. Скорость орошающей жидкости на свободное сечение скруббера, м/с,

$$\omega_{ж} = 4V_{ж} / \pi \cdot D^2,$$

где $V_{ж} = m \cdot 10^{-3} \cdot V_{о,с}$ – расход орошающей жидкости, м³/с.

2.10. Динамическая высота слоя шаров в режиме псевдоожижения, м,

$$H_{дин} = 0,118(m \cdot \omega_g \cdot \rho_{ж})^{0,3} \cdot \left(\frac{H_{ст} + H_{ст,т}}{2} \right)^{0,6} \cdot (\omega_g / S_o)^{0,93}.$$

2.11. Высота зоны сепарации шаров, м,

$$H_{сеп} = (0,1...0,2)H_{дин}.$$

2.12. Расстояние между опорной и распределительной решетками, м,

$$H_o = H_{дин} + H_{сеп}.$$

2.13. Общая высота секций скруббера, м,

$$H_{ск} = H_o \cdot N_c,$$

где N_c - заданное число секций.

2.14. Диаметр диска завихрителя каплеуловителя, м,

$$D_1 = 0,2D_k.$$

2.15. Внутренний диаметр кольца завихрителя, м,

$$D_2 = 0,85D_k.$$

2.16. Высота завихрителя, м,

$$H_3 = 6D_1.$$

2.17. Высота зоны сепарации капель, м,

$$H_c = 2D_k.$$

2.18. Общая высота каплеуловителя, м,

$$H_k = H_3 + H_c + 0,7D_k.$$

2.19. Общая высота скруббера без каплеуловителя, м

$$H_{об} = D(46,957 + 0,0075V_2 - 0,00172V_2^2).$$

2.20. Высота скруббера с каплеуловителем, м,

$$H = H_{об} + H_k.$$

3. Расчет размеров решеток.

3.1. Общая длина щелей в решетке, м:

$$- \text{опорно-распределительной } L_{оп} = 0,785D^2 S_o / B_{щ}(D - 2B_{щ}),$$

$$- \text{ограничивающей } L_{ог} = 0,785D^2 S_{ог} / B_{щ}(D - 2B_{щ}),$$

где $B_{щ} = 0,003...0,006$ м - заданная ширина щели в решетке;

$S_o = 0,5-0,6$ м²/м²; $S_{ог} = 0,8-0,9$ м²/м²;

3.2. Необходимое число щелей в решетке:

– опорно-распределительной $N'_{щ,о} = 1 + 1,261 L_{он};$

– ограничивающей $N'_{щ,ог} = 1 + 1,261 L_{ог};$

Полученные результаты округляются до целого, т.е. $N_{щ,о}$ и $N_{щ,ог}$.

3.3. Шаг между осями щелей в решетке, m ,

$$A_{щ} = C + B_{щ},$$

где $C = 0,02...0,3 m$ – расстояние между краями щелей в решетке.

4. Расчет гидравлических сопротивлений.

4.1. Средняя температура орошающей жидкости, $^{\circ}C$,

$$t_{ж} = 0,7(t_{ж,1} + t_{ж,2}),$$

где $t_{ж,1}$ – температура подаваемой в скруббер воды, $^{\circ}C$.

4.2. Максимальная скорость газа на входе в скруббер, m/c ,

$$\omega_{г,1} = \omega_{г,д} V_1 / V_{о,с}.$$

4.3. Максимальная скорость газа на выходе из скруббера, m/c ;

$$\omega_{г,2} = \omega_{г,д} V_2 / V_{о,с}.$$

4.4. Поверхностное натяжение орошающей жидкости, H/m ,

$$\delta = (75,7 - 0,156 t_{ж}) 10^{-3}.$$

4.5. Гидравлическое сопротивление за счет слоя жидкости на шарах насадки, Pa ,

$$\Delta P_{\sigma} = 2 \delta / B_{щ}.$$

4.6. Гидравлическое сопротивление слоя "сухих" шаров насадки, Pa ,

$$\Delta P_{ш} = 0,6 \rho_{ш} H_{ст},$$

где $\rho_{ш}$ – плотность шаров, $кг/м^3$.

4.7. Гидравлическое сопротивление участка ввода газа в скруббер, Pa ,

$$\Delta P_{вх} = \xi_{вх} \omega_{г,1}^2 \rho_{г} / 2,$$

где $\xi_{вх} = (0,48...0,56)$ – коэффициент гидравлического сопротивления входа в скруббер; $\rho_{г}$ – плотность газа, $кг/м^3$.

4.8. Гидравлическое сопротивление участка выхода из скруббера, Pa ,

$$\Delta P_{вых} = \xi_{вых} \omega_{г,2}^2 \rho_{г} / 2; \xi_{вых} = 0,1...0,15.$$

4.9. Гидравлическое сопротивление слоя жидкости на насадке, Pa ,

$$\Delta P_{ж} = 1254 \omega_{г}^{0,24} \omega_{ж}^{0,17} H_{ст}^{0,92} / \rho_{ш}^{0,1}.$$

4.10. Гидравлическое сопротивление каплеуловителя, Pa ,

$$\Delta P_{к} = \xi_{к} \omega_{г,3}^2 \rho_{г} / 2; \xi_{к} = 4,4...4,7; \omega_{г,3} = (11,8 - 12,2) m/c$$

4.11. Гидравлическое сопротивление опорно-распределительной решетки, Pa ,

$$\Delta P_{т} = A_{н}^2 \omega_{г,1}^2 \rho_{г} / 2 + \Delta P_{\sigma},$$

где $A_{н} = 38,8 \cdot (m \times 10^{-3})^{0,7} \cdot \left(\frac{4 V_{ж} \times \rho_{ж}}{\pi \times D^2} \right)^{-0,57} \cdot (\rho_{г} / \rho_{ж})^{-0,35}.$

4.12. Гидравлическое сопротивление ограничивающей решетки, Pa ,

$$\Delta P_{ог} = \xi_{ог} \omega_{г,2}^2 \rho_{г} / 2; \xi_{ог} = 0,2...0,6.$$

4.13. Гидравлическое сопротивление скруббера с каплеуловителем, Pa ,

$$\Delta P = \Delta P_{вх} + \Delta P_{вых} + (\Delta P_{т} + \Delta P_{ог}) N_{с} + \Delta P_{к} + \Delta P_{ш} N_{с} + \Delta P_{ж} N_{с}.$$

5. Расчет эффективности скруббера.

5.1. Энергетические затраты на очистку газа, $\text{кВт} \cdot \text{ч}$,

$$E_3 = 7164V_2.$$

5.2. По табл. 14.1 для заданной пыли выбрать:

- средний медианный диаметр частиц dm , мкм ;
- дисперсию размеров частиц σ_q .

5.3. Интеграл вероятности функции распределения частиц по размерам

$$\Phi(y) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \left(y - \frac{y^3}{3} + \frac{y^5}{10} - \frac{y^7}{42} + \frac{y^9}{216} \right),$$

где параметр $y = \frac{\lg(d_m / 0,85)}{\sqrt{2(0,5914 + (\lg \sigma_q)^2)}}$.

5.4. Степень очистки газа от пыли в "приведенном" скруббере, %:

$$\eta_o = 100\Phi(y)$$

5.5. Степень очистки газа от пыли в расчетном скруббере, %:

$$\eta = \eta_o (H_{\text{дин}} / 0,09)^{0,075}.$$

Таблица 14.1

Характеристики промышленных пылей

<i>Пыль металлургического производства</i>	<i>Дисперсный состав d/P, мкм/%</i>								<i>Свойства пыли</i>		
									<i>d_m, мкм</i>	<i>σ_ч</i>	<i>ρ_м, кг/м³</i>
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
Печи спекания бокситной шахты	01/10	2,5/22	4/32	6,3/43	10/57	16/60	25/80	40/88	8	4,7	2400
Печи кальцинации	2,5/5	4/12	6,3/27	16/86	25/97,5	-	-	-	9,6	2,06	3220
Литейного двора металлургического завода	6,3/1	10/3,5	16/14	25/40	40/70	-	-	-	30	1,76	2710
Агломашины К-1-75 аглофабрики металлургического производства	4/4,5	6,3/7	10/22	16/21,5	25/32,5	40/46,5	63/60	-	45	3,91	4000
Участка сортировки агломерата аглофабрики металлургического завода	2,5/4,1	4/7,8	6,3/14	10/25	16/42	25/60	40/80	-	20	3,4	4000
Участка подготовки сырья доменного цеха	1,6/9,5	2,5/15	4/22	6,3/30	окт.39	16/50,5	25/61	40/74	15,5	5,5	3050
Доменной печи	2,5/10	4/17	6,3/27	10/40	16/60	25/81	40/95	-	12	3,42	3110
Мартеновской печи	1/4	1,6/8	2,5/14	4/28	6,3/46	10/62	16/84	25/93	6,9	2,6	4160

Окончание табл. 14.1.

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
Выделяющаяся при помоле известняка в шахтной мельнице	2,5/1,5	4/3	6,3/7	10/14	16/28	25/50	40/80	-	25	2	2706
Обжига известняка в известково-обжиговой печи	4/1,5	6,3/3,1	10/7,5	16/18	25/41	40/72	-	-	25	305	2960
Шахтной вагранки литейного цеха	4/1,5	6,3/3	10/5,5	16/9	25/15	40/24	63/28	-	120	4,4	2830

Примечание. ρ_m – плотность материала частиц пыли.

14.2. Программа расчета скруббера

Программа составлена на языке *Бейсик*. Для выполнения расчетов вводятся следующие исходные данные:

- расход сухого газа при нормальных условиях $V_{o,c}, \text{ м}^3/\text{с}$;
- температура газа на входе в скруббер $t_1, ^\circ\text{C}$;
- влажность газа на входе в скруббер $x_1, \text{ кг}/\text{м}^3$;
- барометрическое давление на местности $P_6, \text{ кПа}$;
- избыточное давление (разрежение) газа $P_z, \text{ кПа}$;
- начальная температура орошающей жидкости $t_{ж,1}, ^\circ\text{C}$;
- плотность газа в рабочих условиях $\rho_z, \text{ кг}/\text{м}^3$;
- плотность орошающей жидкости $\rho_{ж}, \text{ кг}/\text{м}^3$;
- количество секций в скруббере N_c ;
- расстояние между краями щелей решетки $C=(0,02...0,03)\text{ м}$;
- толщина решетки $H_p = (0,004 ... 0,006) \text{ м}$;
- ширина щели решетки $B_{ш} = (0,003...0,006) \text{ м}$;
- свободное сечение ограничивающей решетки $S_{ог}=(0,8...0,9)$;
- свободное сечение опорно-распределительной решетки $S_o = (0,5...0,6)\text{ м}^2/\text{м}^2$;
- плотность материала шаров $\rho_{ш}, \text{ кг}/\text{м}^3$;
- насыпная плотность шаров $\rho_n, \text{ кг}/\text{м}^3$;
- диаметр шаров насадки $d_{ш} = (0,02 ... 0,04) \text{ м}$;
- плотность орошения газа жидкостью $m = (0,5...0,7) \cdot 10^{-3} \text{ м}^3/\text{м}^3$;
- оптимальная скорость газа в каплеуловителе $\omega_{z,3} = (11,8 ... 12,2) \text{ м}/\text{с}$;
- коэффициент гидравлического сопротивления участков:
 - входа в аппарат $\xi_{вх} = 0,48 ... 0,56$;
 - выхода из аппарата $\xi_{вых} = 0,1 ... 0,15$;
 - каплеуловителя $\xi_k = 4,4 ... 4,7$;
 - ограничивающей решетки $\xi_{ог} = 0,2 ... 0,6$.

Пример результатов расчета, выводимых на экран, приводится в *Прил. 14.1*. После выполнения расчетов на машине рекомендуется по заданной начальной концентрации пыли ($Z_i, \text{ кг}/\text{м}^3$) определить:

- количество уносимой из аппарата пыли, $M_{yn} = V_{o,c}Z_1(1 - \eta), \text{ кг}/\text{с}$;
- количество пыли, отводимой в шлам, $M_{oc} = V_{o,c}Z_1\eta, \text{ кг}/\text{с}$;
- концентрацию пыли в шламе $Z_{ш} = Z_1\eta\rho_{ж}/(x_2-x_0), \text{ кг}/\text{м}^3$,

где $x_0 = (70 ... 90)10^{-6}, \text{ кг}/\text{м}^3$ - остаточное содержание влаги в очищенном газе.

Результаты расчета скруббера.

Температура газа на выходе из скруббера, *град*,

$$T2=48,29795.$$

Температура воды на выходе из скруббера, *град*,

$$TT2=41,5589614.$$

Влагосодержание газа перед брызгоуловителем, *кг/м³*,

$$X2=0,01000025.$$

Объемный расход газа на выходе из скруббера, *м³/с*,

$$V2=27,4328267.$$

Расход орошающей жидкости, *м³/с*,

$$VG=0,01.$$

Скорость газа на свободное сечение, необходимая для начала режима полного псевдооживления, *м/с*,

$$WG2=6,52293918.$$

Предельно допустимая скорость газа на свободное сечение скруббера, *м/с*,

$$WG3=6,87290749.$$

Диаметр скруббера, *м*,

$$D=2,25491514.$$

Высота зоны сепарации шаров,

$$HCE=0,306520753.$$

Расстояние между опорной и ограничивающей решетками, *м*,

$$H0=2,34999244.$$

Общая длина всех щелей в решетке, *м*,

$$\text{Опорной (LOP)}=222,051337,$$

$$\text{Ограничивающей (LOG)}=355,28214.$$

Необходимое число щелей в решетке

$$\text{Опорной (NO)}=281,$$

$$\text{Ограничивающей (NG)}=449.$$

Шаг между осями щелей в решетке, *м*,

$$AO=0,029.$$

Общая высота секций скруббера, *м*,

$$HCK=2,34999244.$$

Диаметр каплеуловителя, *м*,

$$DK=1,70651388.$$

Диаметр отводного патрубка, *м*,

$$DOP=1,15053142.$$

Максимальная скорость газа на свободное сечение по выходу из скруббера, *м/с*,

$$WGG2=9,427164.$$

Высота зоны сепарации капель, *м*,

Приложение 14.1 (окончание)

$NZ=3,41302776$.

Диаметр диска завихрителя каплеуловителя, м,

$D1=0,341302776$.

Высота завихрителя, м,

$NS=2,04781665$.

Общая высота каплеуловителя, м,

$NK=6,65540412$,

Диаметр (внутренний) кольца завихрителя, м,

$D2=1,45053679$.

Общая высота скруббера без каплеуловителя, м,

$NOB=13,2326155$.

Высота скруббера с каплеуловителем, м,

$NN=19,8880196$.

Гидравлическое сопротивление брызгоуловителя, Па,

$PPB=324$.

Гидравлическое сопротивление скруббера, Па,

$PP=616,145282$.

Энергозатраты на очистку газа, кВт/ч,

$EE=196528,77$.

Степень очистки скруббера, %,

$GOL=98,7007642$.

15. Лабораторная работа №15

Расчет газопромывателя типа ПВПР с провальными решетками и стабилизатором пенного слоя

Пенные аппараты для очистки от пыли и растворимых в воде соединений выбросов металлургического производства по способу отвода жидкости подразделяются на два типа: с переливными устройствами и с так называемыми провальными решетками. Аппараты первого типа имеют ограниченное применение из-за зарастания решетки пылевыми отложениями. Аппараты второго типа характерны тем, что при противоточном движении жидкости и очищаемого газа вода как бы проваливается через решетку. В зависимости от скорости газа (ω_r) в аппарате устанавливаются различные гидродинамические режимы. При $\omega_r = 0,2 \dots 0,6$ м/с наблюдается режим “смоченной” решетки, характерный весьма незначительным количеством воды на ней. При $\omega_r = 0,6 \dots 0,7$ м/с наблюдается барботажный режим, при котором резко возрастает гидравлическое сопротивление слоя воды на решетке, через который барботируют пузырьки газа. При $\omega_r = 0,8 \dots 2,2$ м/с жидкость на решетке турбулизируется образованием пены, в которой происходит разрушение, слияние и образование новых газовых пузырьков. Увеличение скорости до критической и выше приводит к прорыву газовых струй через слой пены, сопровождающемуся его колебанием, т.е. образуется так называемый волновой режим. Эффективная очистка газа от пыли и растворимых в воде соединений достигается при работе аппарата в пенном режиме со скоростями газа, меньшими критической. Для увеличения диапазона рабочих скоростей на провальную решетку устанавливают стабилизатор пены, имеющий сотовую конструкцию. При его наличии волновой режим не возникает при скоростях газа до 4 м/с, и при этом высота слоя пены значительно больше, чем в случае отсутствия стабилизатора пены.

Провальные решетки газопромывателей могут быть дырчатыми с ромбическим размещением отверстий и щелевыми из труб диаметром $C=20 \dots 30$ мм. В аппаратах ПВПР (рис. 15.1) применяются оба типа провальных решеток (рис. 15.2 поз.а и б), имеющих высоту 4...6 мм. Дырчатые решетки имеют отверстия диаметром 3...6 мм и свободное (живое) сечение $S_{\partial,o}=0,14 \dots 0,22$ м²/м². Щелевые провальные решетки имеют щели шириной $B_p=3 \dots 6$ мм и свободное сечение $S_{\partial,p}=0,12 \dots 0,18$ м²/м². Стабилизатор пены набран из пластин высотой $H_{cm}=60$ мм с размерами ячейки $B \times B=40 \times 40$ мм.

Оптимальными являются линейные скорости газа, отнесенные на свободное сечение аппарата, $\omega_r = 2,5 \dots 3,5$ м/с, а удельное орошение газа водой рекомендуется принимать $M = (0,05 \dots 0,1) \cdot 10^{-3}$ м³/м³.

Газопромыватели ПВПР объединены в нормализованный ряд из 12 типоразмеров и рассчитаны на очистку 2,5...64 тыс. м³/ч газа (табл. 15.1).

Для удаления избыточной влаги из очищенного газа в верхней части ПВПР установлен центробежный каплеуловитель с цилиндрическим завихрителем типа ЦКЦЗ. При оптимальной линейной скорости газа в нем

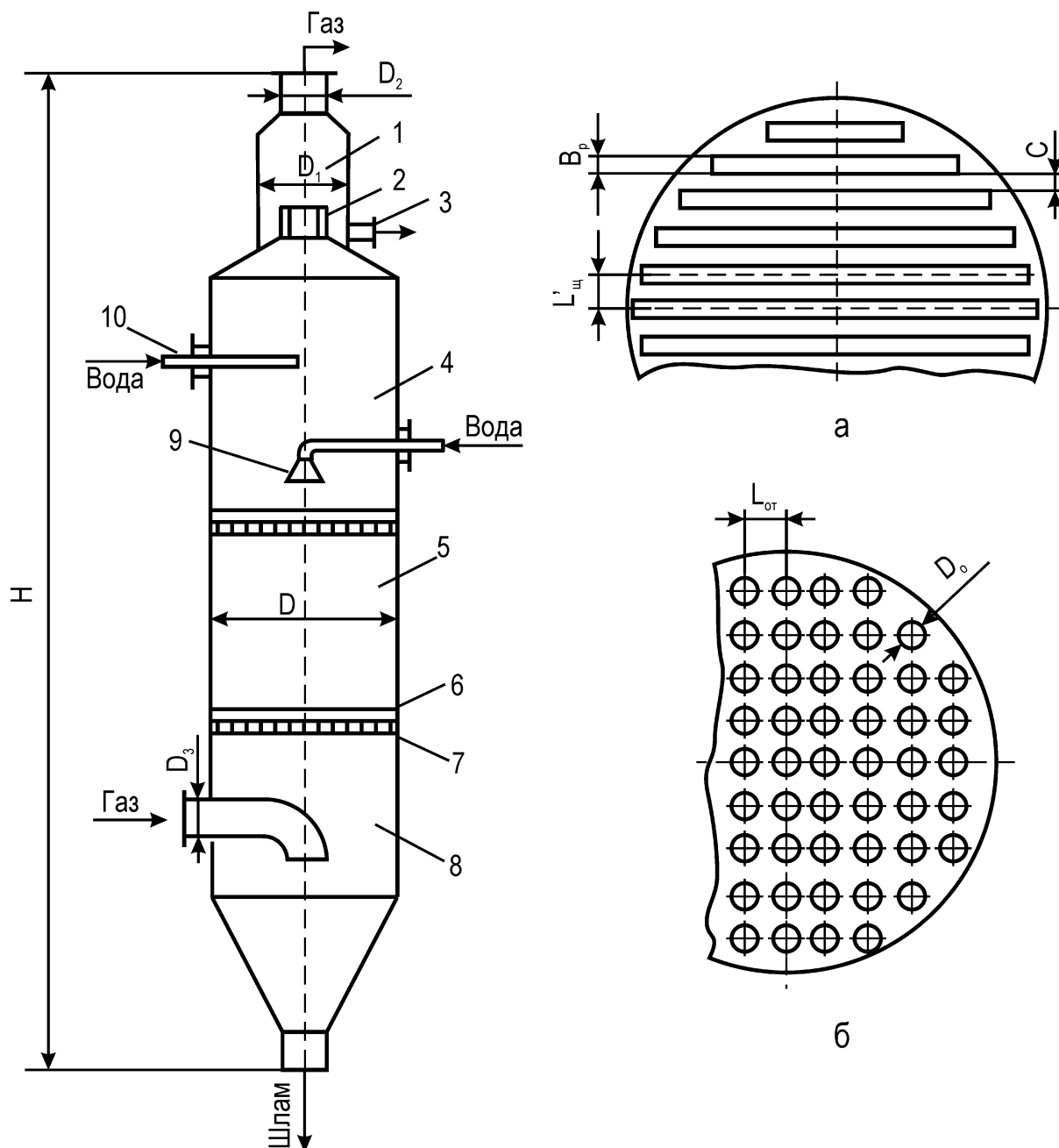


Рис. 15.1. Газопромыватель ПВПР:

1 – брызгоуловитель; 2 – центробежный завихритель; 3 – отвод воды из брызгоуловителя в шлакоприемник; 4 – верхняя секция; 5 – средняя секция; 6 – стабилизатор пены; 7 – провальная решетка; 8 – нижняя секция; 9 – ороситель; 10 – форсунка для периодического орошения завихрителя
 a – целевая, δ – дырчатая решетки

(~5 м/с) каплеуловитель обеспечивает остаточный унос влаги не более 80 мг/м³. Коэффициент гидравлического сопротивления ЦКЦЗ около 60, а допустимый диаметр до 4 м. Угол наклона лопаток 50°, число лопаток – 18.

15.1. Инженерный метод расчета ПВПР

Целью расчета является выбор типоразмера газопромывателя ПВПР и определение его конструктивных и режимных характеристик.

1. Определение характеристик газа и орошающей жидкости

1.1 Влагосодержание очищаемого газа перед каплеуловителем, кг/м³,

$$x_2 = x_1 + \varphi \cdot m \cdot \rho_{\text{ж}} \cdot 10^{-3},$$

где x_1 – содержание влаги в газе, поступающем на очистку, г/м³;

$\varphi = 0,45 \dots 0,5$ - коэффициент испарения воды;

m – удельное орошение газа жидкостью, м³/м³;

$\rho_{\text{ж}}$ – плотность орошающей жидкости, кг/м³.

1.2. Температура воды перед каплеуловителем, °C:

$$t_{\text{ж}} = 9,568(10^3 x_2)^{0,658} t_{\text{г}}^{(58 x_2 - 0,48)} - 7,$$

где $t_{\text{г}}$ – температура газа, поступающего на очистку, °C.

1.3. Температура газа перед каплеуловителем, °C,

$$t = t_{\text{ж}} + 7.$$

1.4. Объемный расход газа в рабочих условиях, м³/ч

$$V_{\text{г}} = V_{\text{г,о}} (1 + x_2/0,804) 101,3 (273 + t_{\text{г}})/273 (P_{\text{бар}} \pm P_{\text{г}}),$$

где $V_{\text{г,о}}$ – расход сухого газа при нормальных условиях, м³/ч;

$P_{\text{бар}}$ – барометрическое давление на местности, кПа;

$P_{\text{г}}$ – избыточное давление (+ $P_{\text{г}}$) или разрежение (- $P_{\text{г}}$) газа в газопромывателе, кПа.

1.5. Объемный расход воды на орошение, $V_{\text{ж}} = m \cdot V_{\text{г}}$, м³/ч

2. Выбор типоразмера газопромывателя

По табл. 15.1 с учетом расчетного расхода газа ($V_{\text{г}}$) выбирается аппарат ПВПР и выписываются его характеристики: $D, D_1, D_2, D_3, H, H^*,$ масса G .

3. Расчет провальной решетки

3.1. Для дырчатой решетки выбирается диаметр отверстия D_0 и вычисляется шаг отверстий $L_{\text{от}} = D_0 \sqrt{0,91/S_{\delta,о}}$, где S – заданное живое сечение решетки, м²/м²; $S_{\delta,о}$ или $S = S_{\delta,р}$ в зависимости от типа решетки.

3.2. Гидравлическое сопротивление дырчатой решетки за счет поверхностного натяжения жидкости, кПа

$$\Delta P_{\sigma} = N_p 10^{-3} [4\sigma / (1,3D_0 + 0,08D_0^2)],$$

где N_p – число решеток в аппарате ($N_p = 1,2$);

$\sigma = 10^{-3} [75,7 - 0,109 (t_{\text{ж}} + t_{\text{ж,1}})]$ - коэффициент поверхностного натяжения жидкости, н/м;

$t_{\text{ж,1}}$ – температура воды, подаваемой на орошение, °C.

3.3. Эквивалентный диаметр отверстия решетки $D_{\text{э}} = D_0$, м.

3.4. Для щелевой провальной решетки задаются шириной щели (B_p),

Таблица 15.1

Технические характеристики газопромывателя ПВПР

Наименование	Номер типоразмера аппарата ПВПР											
	3	4	5	7	9	12	17	22	30	41	55	80
$V_{г, \text{т.м}^3/\text{ч}}$	2,5...3,4	3,4...4,5	4,5...6,2	6,2...7,5	7,5...10	10...15	15...18,7	18,7...24	24...32,6	32,6...45,7	45,7...64	64...90
$\omega_{г}^*, \text{м/с}$	2,9	2,85	2,96	3,05	2,94	2,95	3,12	3,05	3,14	3,1	3,05	2,96
$D, \text{м}$	0,6	0,7	0,8	0,9	1	1,2	1,4	1,6	1,8	2,2	2,6	3
$D_1, \text{м}$	0,5	0,6	0,7	0,7	0,8	1	1,2	1,4	1,6	1,8	2,2	2,4
$D_2=D_3, \text{м}$	0,3	0,35	0,4	0,5	0,5	0,6	0,6	0,6	0,8	1	1,2	1,2
$H, \text{м}/H^{**}, \text{м}$	3,89/3,19	4,245/3,645	4,55/3,95	5,125/4,525	5,685/5,085	6,835/5,835	7,38/6,38	7,855/6,855	9,33/8,33	10,99/9,79	12,1/10,9	13,52/12,32
$G, \text{кг}$	725	915	1120	1335	1570	2640	3200	3810	6440	8370	11340	13090

$\omega_{г}^*$ – рекомендуемая линейная скорость газа, отнесенная к свободному сечению аппарата (для среднего расхода газа);

H^{**} – высота аппарата с одной провальной решеткой.

G – масса аппарата

диаметром трубы (C) и живым сечением ($S_{p,o}$).

3.5. При максимальной длине щели $L_{max} = D - 0,01$, м, общая длина всех щелей составит $L_{об} = 0,785 D^2 S_{p,o} / B_p$, м, а шаг между щелями $L'_{щ} = C + B_p$, м. При этом расчетное количество щелей в решетке $N'_{щ} = L_{max} / L'_{щ}$ должно быть округлено до ближайшего целого значения $N_{щ}$. Тогда уточненный шаг между щелями $C_y = L_{щ} - B_p$, где $L_{щ} = L_{max} / N_{щ}$, м. Эквивалентный диаметр щели $D_э = 2B_p$, м.

3.6. Гидравлическое сопротивление щелевой решетки за счет поверхностного натяжения жидкости, кПа:

$$\Delta P_{\sigma} = 2N_p \cdot \sigma \cdot 10^{-3} / B_p.$$

4. Расчет линейной скорости газа, отнесенной к свободному сечению газопромывателя

4.1. Плотность орошения газа жидкостью, кг/(м²с),

$$W_{ж} = 4m \cdot V_{г,о} \cdot \rho_{ж} / 3600 \cdot \pi \cdot D^2,$$

а стандартная плотность орошения $W_{см} = 1$ кг/(м²с).

4.2. Критическая скорость перехода от пенного режима к волновому

$$\omega_{кр} = 2,84 \exp(0,067 + 586,96 S_o^2 D_э / A),$$

где S_o – свободное (живое) сечение решетки, м²/м²;

$A = 38,8 (W_{жс} / W_{см})^{-0,57} m^{0,7} (\rho_{жс} / \rho_г)^{0,35}$ – безразмерный параметр решетки;

$\rho_{ж}$, $\rho_{г}$ – плотность жидкости и газа соответственно, кг/м³.

4.3. Рабочая линейная скорость газа на входе в слой пены должна быть $\omega_г \approx (0,9 \dots 0,95) \omega_{кр}$, м/с, и достаточно близка к рекомендуемой в табл. 15.1 для выбранного аппарата ПВПР.

5. Расчет гидравлических сопротивлений

5.1. Высота пенного слоя, образующегося на тарели решетки со стабилизатором пены, м,

$$H_n = \left\{ \left[1,37 \omega_г^{0,458} (4m \cdot V_г / \pi \cdot D^2)^{0,152} \right] / \left[S_o \cdot D_э^{0,085} \cdot \rho_{жс}^{0,61} \right] \right\}^{0,69}.$$

5.2. Гидравлическое сопротивление слоя пены на решетках, кПа,

$$\Delta P_{п} = 3,97 \cdot 10^{-3} \cdot N_p \cdot H_n \cdot \rho_{ж} \cdot \omega_г^{-0,5}.$$

5.3. Гидравлическое сопротивление "сухих" решеток, кПа,

$$\Delta P_p = \zeta_p \cdot \rho_{г} \cdot \omega_г^2 \cdot N_p \cdot 10^{-3} / 2 S_o^2 \cdot \psi^2,$$

где $\psi = 1 - \left[1,37 \sqrt[3]{m^2 \cdot \rho_{жс} / \zeta_p \cdot \rho_г} \right] / \left[1 + 1,37 \sqrt[3]{m^2 \cdot \rho_{жс} / \zeta_p \cdot \rho_г} \right]$ – доля свободного сечения решетки, занятая газом;

$\zeta_p = 1,6 \dots 1,7$ – коэффициент гидравлического сопротивления решетки.

5.4. Гидравлическое сопротивление корпуса аппарата, кПа

$$\Delta P_k = \xi_k \omega_г^2 \rho_{г} 10^{-3} / 2,$$

где $\xi_k = 0,2 \dots 0,3$ – коэффициент гидравлического сопротивления корпуса.

5.5. Гидравлическое сопротивление на участках входа ($\Delta P_{вх}$) и выхода ($\Delta P_{вых}$) из аппарата принимается равным $\Delta P_{вх} \approx \Delta P_{вых} = 0,05...0,1 \text{ кПа}$.

5.6. Гидравлическое сопротивление каплеуловителя, кПа,

$$\Delta P_{ку} = \xi_{ку} \rho_{г} \omega_{гк}^2 / 2,$$

где $\xi_{ку} = 60$ – коэффициент гидравлического сопротивления;

$\omega_{гк} = 4,9...5,2 \text{ м/с}$ – скорость газа, отнесенная к свободному сечению каплеуловителя.

5.7. Полное гидравлическое сопротивление ПВПР, кПа

$$\Delta P = \Delta P_{вх} + \Delta P_{вых} + \Delta P_{\sigma} + \Delta P_{\Pi} + \Delta P_{к} + \Delta P_{р} + \Delta P_{ку}.$$

6. Размеры каплеуловителя:

– наружный диаметр диска завихрителя $D_{\partial,2} = 0,6 D_I, \text{ м}$;

– внутренний диаметр диска завихрителя $D_{\partial,1} = 0,5 D_I, \text{ м}$;

– высота диска завихрителя $H_{\partial} = 0,7 D_{\partial,2}, \text{ м}$;

– высота зоны сепарации капель $H_c = 1,4 D_I, \text{ м}$;

– общая высота каплеуловителя $H_{ку} = 1,2 H_{\partial} + H_c, \text{ м}$;

7. Фракционная эффективность аппарата для $i = 1, 2...N$ фракций с размерами $d_i, \%$:

$$\eta_i = 100[1 - 87,1(1,37 - d_i^{0,1})/H_{\Pi}^{0,9} \omega_{г}^{0,25}].$$

Если расчетное значение по этой эмпирической формуле величины η_i получается больше 100%, то принимается $\eta_i = 100\%$.

8. Общая эффективность газопромывателя ПВПР, %,

$$\eta = \sum_{i=1}^N M_i \cdot \eta_i$$

где M_i – массовая доля i -й фракции пыли в газе.

9. Остаточное содержание пыли в очищенном газе, г/м³,

$$Z_o = Z(1 - 0,01 \eta),$$

где Z – начальная концентрация пыли в газе, г/м³,

10. Количество воды, удаляемой со шламом, м³/ч

$$V_{жш} = (x_2 - x_3) V_{г} / \rho_{ж},$$

где $x_3 = 0,08 \text{ г/м}^3$ – остаточное содержание влаги в газе после каплеуловителя.

11. Количество пыли, удаляемое со шламом, кг/ч

$$M_{ш} = \eta \cdot Z \cdot V_{г} \cdot 10^{-5}$$

12. Концентрация пыли в шламовых водах, г/м,

$$Z_{ш} = 10^{-3} M_{ш} / V_{жш}.$$

15.2. Программа расчета аппарата ПВПР

Программа составлена на языке *Бейсик* и реализует изложенный выше алгоритм инженерного расчета газопромывателя. Для выполнения расчета вводятся следующие расходные данные:

– расход сухого газа на очистку при нормальных условиях $V_{г,о}, \text{ м}^3/\text{ч}$;

– температура очищаемого газа $t_r, ^\circ\text{C}$;

- плотность влажного газа ρ_z , кг/м³;
- плотность орошающей жидкости $\rho_{ж}$, кг/м³
- барометрическое давление на местности $P_б$, кПа;
- температура воды на орошение $t_{ж,л}$, °C,
- избыточное давление (+ P_r) или разрежение (- P_r) газа в аппарате, кПа;
- влажность очищаемого газа x_l , кг/м³;
- удельное орошение газа жидкостью m , м³/м³;
- концентрация пыли в очищаемом газе Z , г/м³;
- дисперсный состав пыли по фракциям di , мкм ($i = 1, 2, \dots, 5$)
- массовая доля каждой i -й фракции M_i ;
- тип провальной решетки TR ($TR=1$ – дырчатая; $TR=2$ – щелевая);
- свободное сечение решетки $S_{д,о}$ (дырчатой) или $S_{п,о}$ (щелевой) м²/м²;
- диаметр отверстия дырчатой решетки D_o , м;
- ширина щели щелевой решетки B_p , м;
- диаметр трубы щелевой решетки C , м;
- высота провальной решетки $H_p = 0,004 \dots 0,006$ м;
- количество провальных решеток N_p ;
- коэффициент испарения воды φ ;
- коэффициенты гидравлических сопротивлений решетки (ζ_p), корпуса аппарата (ζ_k), каплеуловителя ($\zeta_{ку}$);
- гидравлические сопротивления участков входа ($\Delta P_{вх}$) и выхода ($\Delta P_{вых}$) из аппарата, кПа;
- стандартная плотность орошения $W_{см} = I$ кг/(м²с);
- остаточное содержание влаги в газе каплеуловителя, кг/м³.

В Прил. 15.1 даны результаты примерного расчета аппарата ПВПР. Пользователю следует учесть, что выбор типа аппарата и его характеристик осуществляется автоматически, согласно табл. 15.1.

Приложение 15.1

Результаты расчета контрольного варианта

Температура воды перед каплеуловителем, град,

$TJ = 54,0108221$.

Температура газа перед каплеуловителем, град,

$TT = 61,0108221$.

Объемный расход воды на орошение, м³/ч,

$VJ = 1,05$.

Объемный расход газа на выходе из аппарата, м³/ч,

$VG = 19464,0022$.

Шаг отверстий в решетке, м,

$LOT = 9,01891244E-03$.

Эквивалентный диаметр отверстия, м,

$DE = 4,0E-03$.

Критическая скорость газа на входе в слой пены, м/с,

Приложение 15.1(продолжение)

$$WG = 2,9251046.$$

Линейная скорость газа, $м/с$,

$$WLG = 2,69041967.$$

Высота пенного слоя на тарели, $м$,

$$HH = 0,415686232.$$

Гидравлическое сопротивление каплеуловителя, $кПа$,

$$PPY = 0,0564.$$

Полное гидравлическое сопротивление аппарата, $кПа$,

$$PC = 1,435085.$$

Размеры центробежного каплеуловителя с цилиндрическим завихрителем:
угол наклона лопаток, $град$,

$$B = 50.$$

Наружный диаметр диска завихрителя, $м$,

$$DB2=0,84.$$

Внутренний диаметр диска завихрителя, $м$,

$$DB1 = 0,7.$$

Высота диска завихрителя, $м$,

$$HDZ= 0,588.$$

Высота зоны сепарации капель, $м$,

$$HC = 0,56.$$

Общая высота каплеуловителя, $м$,

$$HKY = 1,2656.$$

Число лопаток завихрителя,

$$NZ = 16.$$

Фракционная эффективность аппарата, $\%$,

$$LL(1) = 91,082967$$

$$LL(2) = 94,158067,$$

$$LL(3) = 96,678848,$$

$$LL(4) = 100,$$

$$LL(5) = 100.$$

Общая эффективность аппарата

$$L1 = 0,963593712.$$

Остаточное содержание пыли в газе, $г/м^3$,

$$ZZ = 0,7281258.$$

Количество воды, удаляемое со шламом, $м^3/ч$,

$$VJ1= 0,291374845.$$

Количество пыли, удаляемой со шламом, $кг/ч$,

$$MM2= 375,107802.$$

Приложение 15.1(окончание)

Тип пенного аппарата	ПВПР - 22
Диаметр аппарата (DH), м	1,6
Диаметр каплеуловителя (DD1), м	1,4
Диаметр патрубка подвода очищаемого газа (DD2), м	0,6
Диаметр патрубка для отвода очищаемого газа (DD3), м	0,6
Высота аппарата с одной тарелкой (HH2), м.	6,855

Библиографический список

1. Тимонин А. С. Основы конструирования и расчета химико-технологического и природоохранного оборудования: в 3 т./ А. С. Тимонин-Калуга: Изд-во Н. Бочкаревой, 2002. Т.1.-857с.
2. Тимонин А. С. Основы конструирования и расчета химико-технологического и природоохранного оборудования: в 3 т./ А. С. Тимонин - Калуга: Изд-во Н. Бочкаревой, 2002. Т.2. - 1028 с.
3. Тимонин А. С. Основы конструирования и расчета химико-технологического и природоохранного оборудования: в 3 т./ А. С. Тимонин - Калуга: Изд-во Н. Бочкаревой, 2002. Т.3. - 968 с.
4. Тимонин А. С. Инженерно-экологический справочник: учеб. пособие: в 3 т./ А. С. Тимонин - Калуга: Изд-во Н. Бочкаревой, 2003. Т.1. - 917 с
5. Тимонин А. С. Инженерно-экологический справочник: учеб. пособие: в 3 т./ А. С. Тимонин - Калуга: Изд-во Н. Бочкаревой, 2003. Т.2. - 884 с.
6. Тимонин А. С. Инженерно-экологический справочник: учеб. пособие: в 3 т./ А. С. Тимонин - Калуга: Изд-во Н. Бочкаревой, 2003. Т.3. -1024 с.
7. Техника и технология защиты воздушной среды: учеб. пособие/ В. В. Юшин [и др.] - М.: Высшая школа, 2005. - 391 с.
8. Родионов А. И. Защита биосферы от промышленных выбросов. Основы проектирования технологических процессов: учеб. пособие/ А. И. Родионов, Ю. П. Кузнецова, Г. С. Соловьев. - М.: Химия: КолоС, 2005.-392с.
9. Квашин В. М. Промышленные выбросы в атмосферу. Инженерные расчеты и инвентаризация / И. М. Квашин. - М: АВОК-ПРЕСС, 2005. -392 с.
10. Швыдкий В. С. Очистка газов: справочное издание/ В. С. Швыдкий, М. Г. Ладыгичев. -М.: Теплоэнергетик, 2002. - 640 с.
11. Экология: учебник / В. Н. Большаков, В. В. Качак, В. Г. Коберниченко и др.; под ред. Г. В. Тягунова, Ю. Г. Ярошенко; изд. 2-е перераб. и доп. - М: Логос, 2005. - 504 с: ил.
12. Природоохранные мероприятия в металлургии: учеб. пособие/ В. Л. Советкин, Ю. Г. Ярошенко, С. В. Карелов, В. Г. Коберниченко, И. Ю. Ходоровская. Екатеринбург: ГОУ ВПО УГТУ - УПИ, 2004. -241 с.
13. Экологические проблемы в металлургии. Сточные воды: учебник для вузов / С. Э. Кляйн, В. В. Воронов, В. И. Аксенов, С. В. Карелов. Екатеринбург: ГОУ ВПО УГТУ - УПИ, 2005. - 441 с.