

Р. Б. Ахмедов  
Л. М. Цирульников

**ТЕХНОЛОГИЯ  
СЖИГАНИЯ  
ГОРЮЧИХ  
ГАЗОВ  
И ЖИДКИХ  
ТОПЛИВ**

Недра

Р. Б. Ахмедов  
Л. М. Цирульников

---

# ТЕХНОЛОГИЯ СЖИГАНИЯ ГОРЮЧИХ ГАЗОВ И ЖИДКИХ ТОПЛИВ

*Издание второе, переработанное и дополненное*



УДК 662.767 : (662.95 + 662.94)

Ахмедов Р. Б., Цирульников Л. М. Технология сжигания горючих газов и жидких топлив.— 2-е изд., перераб. и доп.— Л.: Недра, 1984.— 238 с.

Представлены результаты исследований процессов горения, теплообмена, загрязнения и коррозии поверхностей нагрева при совместно-раздельном сжигании горючих газов и жидких топлив. Подробно рассмотрены процессы образования вредных веществ при сжигании газовых и жидких топлив в топках котлов. Приведены испытанные на практике способы повышения экономичности, надежности и маневренности котлов.

Второе издание (1-е изд.— 1976) дополнено материалами об измерении концентрации и сокращении выбросов в атмосферу токсичных продуктов горения.

Для инженерно-технических работников, связанных с эксплуатацией, ремонтом, наладкой, исследованием и проектированием топливоиспользующего оборудования.

Табл. 9, ил. 74, список лит. 56 назв.

Р е ц е н з е н т — д-р техн. наук *Б. Д. Кацнельсон*

А  $\frac{2303010000-349}{043(01)-84}$  164—84

© Издательство «Недра», 1984

В энергетических и промышленных котельных агрегатах, в камерах сгорания газотурбинных установок, а также в промышленных печах широко используются такие виды топлива, как газ и мазут. Продукты горения этих практически беззольных топлив значительно меньше загрязняют окружающую среду, чем дымовые газы, образующиеся при сжигании твердых видов топлива. Экономичность теплоэнергетических установок, работающих на газе или мазуте, значительно выше, чем при прямом сжигании угля, торфа или сланцев. Так, например, КПД котельных установок при сжигании газа или мазута достигает 95—96 %. Значительно ниже, чем при сжигании твердых топлив, и эксплуатационные затраты.

Технико-экономические и экологические преимущества сжигания газа и мазута обусловили их широкое использование как в стационарной, так и в промышленной и транспортной энергетике.

Запасы природного газа в СССР достаточны для дальнейшего расширения его использования в энергетике. По добыче газа Советский Союз прочно удерживает первое место в мире. К 1985 г. добыча газа в нашей стране достигнет 600—640 млрд. м<sup>3</sup>. Из этого количества свыше 90 % будет сжигаться для энергетических и технологических целей.

По добыче нефти СССР также занимает первое место в мире. Однако нефть — это прежде всего ценное сырье для производства химических продуктов и моторного топлива. В энергетике используются только тяжелые остатки нефтепереработки — мазуты. Объем валового производства топочного мазута в 1980 г. составил 42,5 % от объема всей переработанной нефти. В дальнейшем предусматривается сокращение производства мазута за счет его более глубокой переработки. К 1985 г. производство топочного мазута должно снизиться до 38,8 % от объема переработанной нефти и в перспективе до 28 %. Тем не менее по абсолютным цифрам производство топочного мазута будет достаточно большим, и проблема его эффективного использования сохранит свою актуальность на достаточно длительную перспективу.

Среди всех запасов органического топлива в СССР около 80 % приходится на твердые виды. Таким образом, дальнейшее развитие энергетики немислимо без широкого вовлечения этих видов топлива в энергетический баланс. Однако серьезным препятствием на пути развития энергетики на базе твердых топлив являются экологические ограничения, связанные с крупномасштабным загрязнением окружающей среды.

Перспективы широкого вовлечения огромных запасов твердого топлива в энергетику связаны прежде всего с их газификацией и производством искусственных жидких и газовых топлив.

В СССР уделяется серьезное внимание исследованиям в этих направлениях, которые выполняются в соответствии с разработанной ГКНТ СССР комплексной целевой программой. Так, например, в ЭНИН им. Г. М. Кржижановского разрабатываются методы плазменной газификации и комплексной энерготехнологической переработки углей и сланцев.

В более отдаленной перспективе возможно широкое использование в качестве топлива водорода, получаемого путем термохимического разложения воды и твердых топлив за счет использования атомной и, возможно, солнечной и термоядерной энергии.

Таким образом, проблема эффективного сжигания и рационального использования горючих газов и жидких котельно-печных топлив сохранит свою актуальность и в более отдаленной перспективе.

В СССР накоплен значительный опыт и имеются крупные научно-технические достижения в области эффективного использования газового и жидкого топлива. К настоящему времени практически полностью решены такие проблемы, как обеспечение полного их сгорания без потерь теплоты от химической неполноты сгорания при крайне низких избытках воздуха. Не возникает проблем с обеспечением надежного воспламенения и стабилизации факела.

Серьезные успехи достигнуты в последние годы и в сжигании жидких и газовых топлив с высоким содержанием серы. Найдены способы резкого снижения концентрации окислов азота и других вредных примесей в продуктах горения.

Вместе с тем при сжигании газового и жидкого топлива еще имеются крупные резервы дальнейшего повышения эффективности их использования. Опыт свидетельствует о широкой практике совместно-раздельного сжигания в одной топке как горючих газов, так и жидких топлив. Это обусловлено рядом причин, связанных не только с дефицитом ресурсов жидкого топлива, но и с буферным потреблением природного газа. В газопотребляющих энергетических установках наиболее удобным резервным видом топлива является жидкое.

Однако теплофизические свойства продуктов горения газового и жидкого топлива резко различаются. Степень черноты факела при сжигании горючих газов обычно значительно ниже, чем при сжигании жидких углеводородных топлив. В результате при переходе с одного топлива на другое резко изменяются условия теплопередачи от топочных газов к поверхностям нагрева. При этом нарушаются условия оптимального распределения тепловых потоков, что приводит к снижению результирующей экономичности, производительности, а в ряде случаев и надежности котлоагрегатов.

Маневренность энергопотребления приводит к необходимости эксплуатации котельных установок при сниженных нагрузках. С уменьшением нагрузки также происходит перераспределение

тепловых потоков в объеме топки и газоходах, что приводит к резкому снижению экономичности.

Снижение температуры пара за пароперегревателем при снижении нагрузки или при переходе с газа на жидкое топливо приводит к уменьшению экономичности не только котла, но и паровой турбины и, в конечном счете, тепловой установки в целом.

При совместно-раздельном или попеременном сжигании различных топлив и при переменных условиях эксплуатации теплоэнергетических установок важное значение приобретают вопросы регулирования топочных процессов, управления и оптимизации распределения тепловых потоков, что позволяет повысить экономичность, маневренность и надежность теплоэнергетического оборудования.

Важной проблемой является дальнейшее повышение эффективности сжигания сернистых газов. В последние годы среди разведанных запасов резко возрастает доля высокосернистых газов. Сооружение газоперерабатывающих предприятий отстает от темпов роста потребностей в энергетическом использовании горючих газов. На многих относительно небольших месторождениях или при сравнительно низком серосодержании газоочистка от серы нерентабельна. Но даже и в тех случаях, когда газ предварительно поступает на газоперерабатывающие предприятия, полностью освободиться от примесей серы не удается. В частности, после сероочистки в горючих газах обнаруживаются высокотоксичные сероорганические соединения — меркаптаны.

В СССР достигнуты определенные успехи в крупномасштабном сжигании сероводородсодержащих природных газов. Первые промышленные опыты были проведены на Ферганской ТЭЦ, где сжигался сернистый газ Сохского месторождения. Длительный опыт по сжиганию сероводородсодержащего газа накоплен на Заинской ГРЭС, Каргалинской ТЭЦ, Навоийской ГРЭС и других электростанциях. Исследования по дальнейшему повышению эффективности сжигания сероводородсодержащих газов являются весьма актуальными.

Наконец, важнейшей задачей является резкое снижение выбросов в атмосферу окислов азота и других вредных веществ, что позволит не только существенно оздоровить условия жизни, но и сосредоточить в одном регионе большие энергетические мощности. Это особенно актуально для сооружения крупных энергетических комплексов в труднодоступных районах добычи газа, например в Западной Сибири.

Ограниченный объем книги не позволил авторам рассмотреть все эти вопросы достаточно подробно. В связи с этим основное внимание уделено наиболее общим и принципиальным закономерностям сжигания газовых и жидких топлив, а также вопросам, которые недостаточно освещены в имеющейся литературе. Эти сведения, как надеются авторы, могут оказаться полезными при решении многих конкретных задач, связанных с повышением эффективности сжигания газовых и жидких топлив.

## ОРГАНИЗАЦИЯ СЖИГАНИЯ ГАЗА И МАЗУТА

### СЖИГАНИЕ ГОРЮЧИХ ГАЗОВ

#### 1.1. Виды горения газового топлива в зависимости от условий смесеобразования

Горючий газ до сжигания можно предварительно перемешивать с необходимым для полного его сгорания количеством воздуха. Принцип сжигания такой однородной газозвушной смеси с коэффициентом избытка воздуха  $\alpha \geq 1$  условно называют кинетическим. Скорость горения газа при этом совершенно не лимитируется такой медленно текущей стадией, как взаимная диффузия горючего газа и окислителя. Скорость реакции при кинетическом горении зависит от температуры и режима течения газозвушной смеси. Скорость перемещения фронта пламени может соответствовать скорости нормального распространения пламени, когда воспламенение от фронта пламени передается исключительно теплопроводностью. При зажигании смеси во всем объеме или передаче воспламенения в объеме со сверхзвуковой скоростью ударной волной горение при кинетическом принципе сжигания носит взрывной характер. Таким образом, при кинетическом сжигании газа время его полного сгорания лимитируется только временем, потребным на нагрев смеси и ее воспламенение  $\tau_b$ , а также временем, необходимым на протекание высокотемпературного окисления газа с момента его воспламенения до завершения химической реакции  $\tau_x$ :

$$\tau = \tau_b + \tau_x. \quad (1.1)$$

Горючий газ можно подавать в топку и отдельно с воздухом. В этом случае каждая частица газа может вступить в реакцию горения лишь при условии, что к ней будет доставлена частица кислорода. Следовательно, если нагреть горючий газ до достаточно высокой температуры, то на поверхности, разделяющей газ и воздух, начнется горение. Благодаря взаимной диффузии между реагирующими компонентами в реакцию горения постепенно будут вовлекаться все новые и новые частицы. При таком сжигании газа процессы горения и образования газозвушной смеси протекают в топочном объеме одновременно. Этот принцип сжигания называется диффузионным. Очевидно, что времени для полного завершения горения газа при диффузионном принципе сжигания потребуется больше, чем при кинетическом. Обозначим дополнительное время, необходимое для перемешивания реагирующих компонентов,  $\tau_{см}$ . Тогда время полного сгорания газа при диффузионном

сжигании

$$\tau = \tau_b + \tau_x + \tau_{cm}. \quad (1.2)$$

Горючий газ можно предварительно смешать лишь с частью воздуха, необходимого для горения. В этом случае недостающее количество воздуха поступает в объем пламени из окружающей среды. Такой принцип сжигания предварительно перемешанной газовой смеси с коэффициентом избытка первичного воздуха  $\alpha' < 1$  называется смешанным. При этом по сравнению с кинетическим или диффузионным принципом сжигания время полного сгорания имеет промежуточное значение. С увеличением коэффициента избытка первичного воздуха  $\alpha'$  такой процесс сжигания газа приближается к кинетическому и становится таковым начиная с  $\alpha' = 1$ . С уменьшением же  $\alpha'$  процесс, наоборот, приближается к диффузионному и протекает по чисто диффузионному принципу при  $\alpha' = 0$ .

При достаточно высоких температурах в топочном объеме время предпламенного разогрева смеси  $\tau_b$  и время химической реакции  $\tau_x$  пренебрежимо мало по сравнению со временем, затрачиваемым на образование горючей газовой смеси,  $\tau_{cm}$ :

$$\tau_{cm} \gg \tau_b + \tau_x. \quad (1.3)$$

Для указанных условий время горения в целом практически полностью зависит от времени, идущего на образование газовой смеси:

$$\tau \approx \tau_{cm}. \quad (1.4)$$

Таким образом, в отличие от кинетического при диффузионном принципе сжигания скорость горения при прочих равных условиях в сильной мере зависит от времени, необходимого на образование горючей газовой смеси. Следовательно, улучшая смесеобразование, можно интенсифицировать процессы горения. Кроме того, регулируя процессы перемешивания газа и воздуха в объеме факела, можно управлять течением процессов горения. Сказанное относится и к условиям сжигания газа по смешанному принципу, и тем в большей мере, чем меньше первичного воздуха содержится в исходной газовой смеси.

## 1.2. Длина кинетического газового факела

При сжигании однородной стехиометрической газовой смеси в ламинарном потоке поверхность фронта горения с некоторым приближением можно считать конической. При этом она отделяет подготовленную для сжигания газоздушную смесь от продуктов полного сгорания.

Одной из важнейших характеристик факела является его химическая длина, под которой следует понимать минимальное расстояние вдоль оси факела от устья сопла до сечения, в котором прекращаются химические реакции.



В рассматриваемом случае за химическую длину факела  $L_{\phi}$  можно принять высоту конуса, образованного поверхностью горения. Высоту конуса  $h$  можно легко определить, если преобразовать формулу, по которой определяется нормальная скорость  $u_n$  распространения пламени [1], следующим образом:

$$L_{\phi} = h = r \sqrt{(\omega_{\text{пот}}/\omega_n)^2 - 1}, \quad (1.5)$$

где  $\omega_{\text{пот}} = V/(\pi r^2)$  — среднерасходная скорость потока, м/с;  $V$  — объемный расход газозвушной смеси, м<sup>3</sup>/с;  $r$  — радиус сопла, м. Из формулы (1.5) видно, что длина факела растет при увеличении радиуса горелки и средней скорости истечения потока, а также при уменьшении нормальной скорости распространения пламени.

При кинетическом сжигании газа в турбулентном потоке благодаря появлению поперечных пульсаций скорости наблюдаются следующие особенности. При мелкомасштабной турбулентности, когда путь смещения  $l$  не превышает толщины фронта ламинарного пламени, происходит волнообразное искривление фронта пламени. При этом заметно увеличивается поверхность фронта пламени и ускоряется горение. С увеличением масштаба турбулентности  $l$  до значений, превышающих толщину фронта ламинарного пламени  $\delta$ , происходит разрыв фронта пламени и его дробление на множество горящих объемов. При этом в значительной мере увеличивается суммарная поверхность горения и оно сильно интенсифицируется.

Схема турбулентного кинетического факела представлена на рис. 1.1 [2]. По длине такого факела можно выделить три характерных участка: ядро факела  $L_{\text{в}}$ , в котором находится еще не воспламенившаяся газозвушная смесь; зону видимого горения толщиной (вдоль оси)  $\delta_m$  и зону догорания  $L_{\text{д}}$ . В соответствии с этим общую длину факела можно выразить формулой

$$L_{\phi} = L_{\text{в}} + \delta_m + L_{\text{д}}. \quad (1.6)$$

Если предположить, что ядро факела имеет форму правильного конуса, а скорость истечения во всех точках поперечного сечения устья сопла одинакова, то длину ядра факела можно представить так:

$$L_{\text{в}} \approx \omega_{\text{пот}} r / u_{\tau}, \quad (1.7)$$

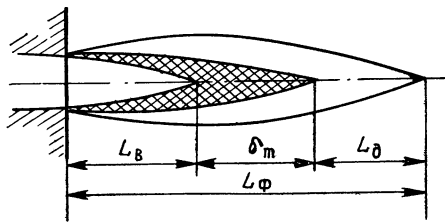


Рис. 1.1. Схема горения газозвушной смеси в потоке.

где  $r$  — радиус выходного сечения сопла;  $u_{\tau}$  — скорость распространения пламени в турбулентном потоке, ее можно определить по формуле

$$u_{\tau} \approx u_{\text{в}} \sqrt{1 + B(\omega'/u_n)^2}, \quad (1.8)$$

где  $\omega'$  — пульсационная составляющая скорости потока;  $B$  — численный множитель, зависящий от состава топли-

ва ( $B \approx 1,0$ ). Аналогичную характеристику приводит К. И. Щелкин:

$$u_{\tau} \approx u_{\text{н}} + B\omega'. \quad (1.9)$$

Как видно из этих формул, при очень сильной турбулентности

$$u_{\tau} \approx \omega', \quad (1.10)$$

т. е. скорость распространения пламени практически зависит лишь от средней квадратичной пульсационной скорости.

Если обратимся к формуле (1.7), то увидим, что с увеличением интенсивности турбулентности длина ядра факела  $L_{\text{в}}$  сокращается. В работе А. В. Арсеева [1963 г.] показано влияние подогрева исходной газовой смеси  $T_{\text{см}}$  на длину ядра факела:

$$L_{\text{в}} = B (1/T_{\text{см}}^{1,5}). \quad (1.11)$$

Из формулы видно, что подогрев смеси способствует резкому сокращению длины ядра факела.

Для характеристики оставшейся длины факела ( $L_r = \delta_{\tau} + L_{\text{д}}$ ) воспользуемся обобщенной зависимостью К. И. Щелкина

$$L_r = c (l_0/\varepsilon) (1 + \omega'/u_{\text{н}}), \quad (1.12)$$

где  $l_0$  — эйлеров масштаб турбулентности;  $\varepsilon$  — степень турбулентности;  $\omega'$  — пульсационная составляющая скорости;  $c$  — постоянный коэффициент, учитывающий отличие скорости горящего потока от средней скорости потока холодной газовой смеси. Из этого выражения видно, что с увеличением пульсационной скорости и масштаба турбулентности значение  $L_r$  возрастает.

Для характеристики толщины фронта пламени  $\delta_{\tau}$  можно воспользоваться следующими соображениями. Увеличение диаметра сопла приводит к повышению масштаба турбулентности, увеличение скорости истечения — к росту пульсационной скорости. И то и другое увеличивает длину факела. Вместе с тем очевидно, что увеличение скорости распространения пламени будет способствовать уменьшению толщины фронта пламени. В соответствии с изложенным толщину фронта пламени можно схарактеризовать соотношением

$$\delta_{\tau} \approx K_1 \omega_{\text{пот}} r / u_{\text{н}}. \quad (1.13)$$

Эта формула сугубо ориентировочная, но наглядно показывает, от каких факторов зависит толщина фронта пламени.

Длина зоны догорания  $L_{\text{д}}$  зависит в основном от кинетических характеристик сжигаемой смеси и скорости движения газов. Следовательно, для газовой смеси определенного состава

$$L_{\text{д}} \approx K_2 \omega_{\text{пот}}. \quad (1.14)$$

Значение  $L_{\text{д}}$  обычно составляет незначительную часть общей длины факела. Поэтому главный резерв сокращения длины факела — в уменьшении величин  $L_{\text{в}}$  и  $\delta_{\tau}$ .

### 1.3. Длина диффузионного газового факела

Представим себе простейшую горелку, состоящую из двух расположенных коаксиально труб, причем из центрального канала поступает газ, а из периферийного кольцевого сечения — воздух. Пусть при этом скорости истечения обоих потоков одинаковы. Тогда при достаточно низких скоростях течения поток будет ламинарным и на границе газовой струи возникает взаимная диффузия обоих компонентов. Как видно из рис. 1.2, по мере удаления от ядра факела коэффициент избытка воздуха  $\alpha$  постепенно возрастает. Если в ядре факела он равен нулю, то в периферийной части — бесконечности. Следовательно, должна существовать такая промежуточная поверхность, где во всех точках установится стехиометрическое соотношение газа и воздуха. На этой поверхности, являющейся геометрическим местом точек с коэффициентом избытка воздуха  $\alpha = 1$ , и установится фронт пламени.

Правоту такого утверждения легко доказать следующим образом. Представим, что фронт горения установился внутри стехиометрической поверхности, где  $\alpha < 1$ . В этом случае избыточное горючее будет диффундировать в периферийный слой факела, куда вместе с горючим будет перемещаться и фронт горения. Предположим теперь, что фронт горения переместился в зону, где  $\alpha > 1$ , тогда избыточный воздух будет диффундировать внутрь факела, что приведет к смещению поверхности горения в зону уменьшения избытка воздуха. Таким образом, существенно устойчивой поверхностью для фронта горения является та, на которой устанавливается стехиометрическое соотношение газа и воздуха.

Продукты горения в диффузионном факеле будут распространяться в обе стороны от фронта горения. При этом между ядром факела и фронтом горения будет находиться смесь чистого газа и продуктов его горения, а за фронтом — смесь продуктов горения и воздуха.

Из анализа уравнения массообмена во фронте горения диффузионного ламинарного факела

$$\bar{w}F = BV_0\alpha \quad (1.15)$$

можно получить следующую зависимость для длины такого факела:

$$L_\phi = k\omega_0 d_0^2/D, \quad (1.16)$$

где  $\bar{w}$  — удельный поток кислорода, поступающего к фронту горения;  $F$  — поверхность фронта горения;  $B$  — расход горючего газа;  $V_0$  — объем воздуха, теоретически необходимый для горения;  $\alpha$  — коэффициент избытка воздуха;  $\omega_0$  — скорость

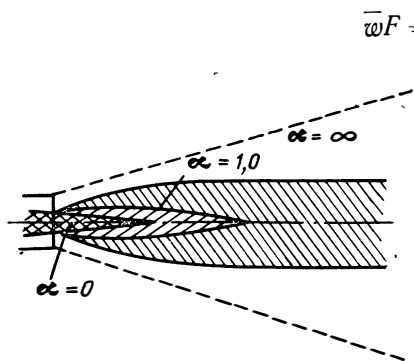


Рис. 1.2. Схема смесеобразования при ламинарном истечении газа.

истечения газа из сопла;  $d_0$  — диаметр выходного сечения сопла;  $D$  — коэффициент диффузии;  $k$  — коэффициент пропорциональности.

Из этой формулы непосредственно следует, что при постоянном расходе газа изменение диаметра сопла не приводит к изменению длины факела:

$$L_{\phi} = k_1/D. \quad (1.17)$$

Если в горелке, показанной на рис. 1.2, увеличивать скорость истечения газа и воздуха, то в соответствии с формулой (1.16) длина факела будет пропорционально увеличиваться, но лишь до тех пор, пока не наступит турбулентный режим. С наступлением такого режима длина факела на выходе из газовых отверстий сравнительно малого диаметра перестает столь явно зависеть от скорости истечения. С увеличением последней резко интенсифицируется массообмен турбулентной струи газа с окружающим воздухом. Это ускоряет процессы горения в струе и сохраняет химическую длину факела почти неизменной при безусловном увеличении его аэродинамической длины. При больших диаметрах сопла химическая длина турбулентного факела с увеличением скорости истечения растет, но не столь быстро, как при ламинарном режиме.

Обобщение опытных данных, полученных при сжигании генераторного газа, позволило получить следующую формулу для определения длины диффузионного турбулентного факела [3]:

$$L_{\phi} = 20 k d_0 [\omega_0^2/(g d_0)]^{0,17}, \quad (1.18)$$

где  $k$  — коэффициент, зависящий от состава газа;  $d_0$  — диаметр выходного сечения сопла;  $\omega_0$  — средняя скорость истечения газа из сопла;  $g$  — ускорение свободного падения. Величина в квадратных скобках является аналогом критерия Фруда. Определяющая роль этого критерия была подтверждена О. Н. Ермолаевым и при изучении процесса горения высококалорийных газов при различной степени их подогрева:

$$L_{\phi} = 56,3 d_0 [\omega_0^2/(g d_0)]^n (v/D)^{0,3}, \quad (1.19)$$

где  $v$  — коэффициент кинематической вязкости при температуре окружающего воздуха;  $D$  — коэффициент диффузии;  $n$  — показатель степени, равный для городского газа 0,125 и для сжиженного (пропан-бутанового) — 0,162.

И. Д. Семикиным сделана попытка создания аналитического метода расчета газового факела, развивающегося в воздушной среде. Расчет основан на использовании известных закономерностей развития турбулентной струи [4]. Вся длина факела условно делится на два участка. Первый участок ограничен устьем горелки и сечением, в котором в струю газа подмешивается из окружающей среды количество воздуха, достаточное для образования стехиометрической смеси:

$$G_{см}/G_2 = (G_2 + G_1)/G_2 = 1 + G_1/G_2 = 1 + V_0 \rho_{01}/\rho_{02}, \quad (1.20)$$

где  $G_1$ ,  $G_2$ ,  $G_{см}$  — секундный массовый расход соответственно воз-

духа, газа и смеси при стехиометрическом соотношении;  $\rho_{01}, \rho_{02}$  — плотность соответственно воздуха и газа при нормальных условиях;  $V_0$  — объем воздуха, необходимый для сжигания 1 м<sup>3</sup> газа.

Для определения длины указанного участка найдена формула:

$$L_{\text{завх}} = 3,16 d_0 (1 + V_0 \rho_{01} / \rho_{02}). \quad (1.21)$$

В конце этого участка через поперечное сечение струи проходит смесь газа и воздуха в стехиометрической пропорции. Однако эта смесь еще весьма неоднородна. Если в периферийных слоях смеси содержится избыток воздуха, то в осевой зоне — избыток газа. Для завершения процесса перемешивания с созданием однородной газозвушной смеси необходим дополнительный путь  $L_{\text{пер}}$ . Для определения пути перемешивания рекомендуется формула

$$L_{\text{пер}} = BbL_{\text{завх}}, \quad (1.22)$$

где  $B$  — константа, характеризующая закон изменения турбулентной осевой скорости по длине свободной струи;  $b$  — ширина струи. Тогда общая длина факела

$$L_{\text{ф}} = L_{\text{завх}} + L_{\text{пер}} = L_{\text{завх}} (1 + Bb). \quad (1.23)$$

Для практических расчетов рекомендуется принимать  $B = 5,8$  и  $b = 0,43$ . Тогда

$$L_{\text{ф}} \approx 11 (1 + V_0 \mu_{01} / \rho_{02}). \quad (1.24)$$

Позже выполнено исследование [5], в котором для определения длины диффузионного факела получена гораздо более сложная зависимость. В общем виде эту зависимость можно выразить следующим образом:

$$L_{\text{ф}} / d_0 = f(V_0, \text{Re}, \text{Fr}, \text{Eu}, \text{Ra}, I_{\text{в}}, \rho_{02}), \quad (1.25)$$

где  $\text{Re}$ ,  $\text{Fr}$ ,  $\text{Eu}$ ,  $\text{Ra}$  — критерии подобия соответственно Рейнольдса, Фруда, Эйлера и радиации;  $I_{\text{в}} = G (\omega_1 / \omega_2)$  — критерий газозвушной среды ( $G$  — стехиометрическое число, кг/кг).

Установлено, что влияние критерия  $\text{Re}$  проявляется лишь в области, переходной от ламинарного к турбулентному режиму. Критерий  $\text{Eu}$  в дозвуковой области не оказывает никакого влияния.

Выше был рассмотрен простейший случай организации диффузионного газового факела. На практике применяются более сложные схемы распределения газовых струй в объеме воздушного потока. В этих случаях процессы образования газозвушной смеси зависят не только от схемы распределения газовых струй, но и от аэродинамической структуры воздушного потока.

#### 1.4. Аэродинамическая структура воздушного потока на выходе из горелочных устройств

Наиболее простая форма профиля скоростного поля наблюдается на выходе из устья прямоточных горелок. Тем не менее скоростное поле даже идеально выровненного потока не имеет прямолинейного профиля. У стенок канала скорость потока равна нулю,

и по мере приближения к оси скорость  $u_x$  вначале быстро, а затем все медленнее увеличивается до  $u_{\max}$ . Поле скоростей развитого турбулентного плоскопараллельного потока внутри цилиндрического канала можно построить в соответствии с приближенным уравнением

$$u_x = u_{\max} (1 - r_i/r)^{0,143}, \quad (1.26)$$

где  $r_i$  — расстояние от оси канала до рассматриваемой точки;  $r$  — радиус цилиндрического канала.

Во всех точках поперечного сечения равномерного плоскопараллельного потока значения статического давления практически одинаковы.

Значительно сложнее аэроструктура закрученного воздушного потока, которая находится в прямой связи с типом завихрителя и его геометрическими параметрами. Все существующие конструкции завихрителей по способу подвода воздуха можно разделить на следующие пять основных типов: тангенциальный простой (тип Т), улиточный тангенциальный (тип У), тангенциальный лопаточный (тип ТЛ), аксиальный лопаточный (тип А), аксиально-тангенциальный (тип АТ). Принципиальные схемы завихрителей показаны на рис. 1.3. Для каждого типа завихрителя Р. Б. Ахмедовым [6] получены из единых исходных позиций геометрические (конструктивные) параметры, характеризующие его закручивающие способности: для завихрителя типа Т

$$n = d(d-a)/(ab), \quad (1.27)$$

где  $a$  — ширина входного патрубка;  $b$  — длина входного патрубка;  $d$  — диаметр цилиндрического канала завихрителя.

Для завихрителей типа У

$$n = d(d+a+2c)/(ab), \quad (1.28)$$

где  $a$  — ширина входного патрубка;  $b$  — длина входного патрубка;  $d$  — диаметр цилиндрического канала завихрителя;  $c$  — кратчайшее расстояние между ближайшей к оси стенкой подводящего патрубка и горловиной горелки.

Для завихрителей типа ТЛ

$$n = [d^2/(Lm\varepsilon)] \cos \alpha \cos \beta \quad (1.29)$$

или при  $\beta = 0$

$$n = [d^2/(Lm\varepsilon)] \cos \alpha, \quad (1.30)$$

где  $d$  — диаметр цилиндрического канала;  $L$  — длина лопатки вдоль оси;  $m$  — число лопаток;  $\alpha$  — угол, образованный лопаткой и касательной к внутренней окружности завихрителя, проходящей через выходную кромку лопатки;  $\beta$  — угол между торцевой кромкой лопатки и плоскостью, нормальной к оси завихрителя;  $\varepsilon$  — кратчайшее расстояние между двумя соседними лопатками;  $\varepsilon = d \sin(\pi/m) \sin(\alpha + \pi/m)$  —  $\delta$ ;  $\delta$  — толщина лопатки.

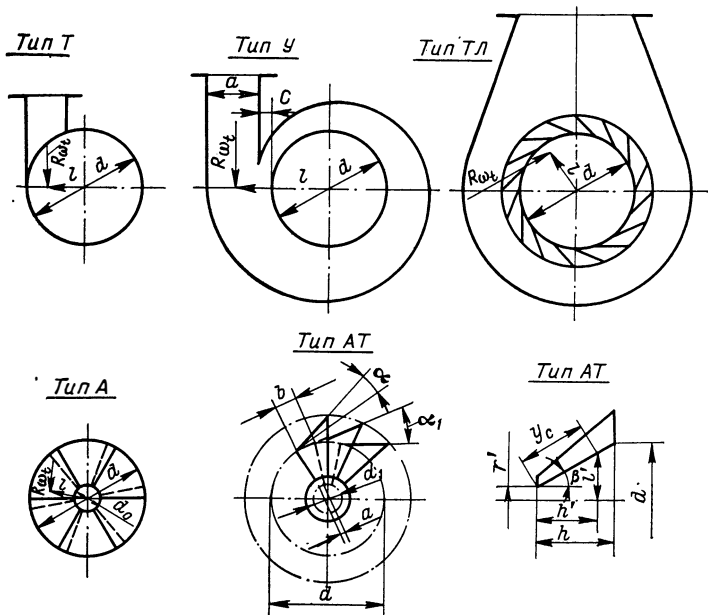


Рис. 1.3. Принципиальные схемы завихрителей.

Для завихрителей типа А

$$n = \frac{8d}{3\pi} \frac{d^3 - d_0^3}{(d^2 - d_0^2)^2} \operatorname{tg} \alpha, \quad (1.31)$$

где  $d$  — диаметр цилиндрического канала;  $d_0$  — диаметр центральной трубы для крепления лопаток;  $\alpha$  — угол между поверхностью лопатки и осью цилиндрического канала.

Для завихрителей типа АТ

$$n = \frac{8d}{3\pi} \frac{d^3 - d_1^3}{(d^2 - d_1^2)^2} \frac{\cos \alpha \sin \beta}{\sin(\alpha + \pi/m)}, \quad (1.32)$$

где  $d$  — диаметр цилиндрического канала;  $d_1$  — диаметр окружности, описывающей выходные кромки лопаток переднего (по ходу воздуха) торца завихрителя;  $\alpha$  — угол в плоскости, нормальной к оси завихрителя, между лопаткой и касательной к окружности, проходящей в указанной плоскости через выходные кромки лопаток;  $\beta$  — угол между выходной кромкой лопатки и осью горловины;  $m$  — число лопаток.

Подробные сведения об аэроструктуре воздушных потоков на выходе из завихрителей различных типов в зависимости от только что рассмотренных геометрических параметров интенсивности крутки представлены в работе Р. Б. Ахмедова [6].

Исследования, выполненные в последующие годы большой группой специалистов, подтвердили, что параметр  $n$  является определяющим для всех основных интегральных и локальных характеристик закрученного потока. Это позволило найти однозначную связь между той или иной аэродинамической характеристикой и параметром крутки  $n$ .

Так, обобщение исследований [Рашидов Ф. К., 1970 г.] позволяет рекомендовать следующие простые и в то же время достаточно точные для практических целей формулы по определению угла раскрытия факела  $\varphi$ , относительного диаметра зоны обратных токов  $d_{обр}/d$  в устье и относительной аэродинамической длины факела  $L_\varphi/d$  ( $d$  — диаметр цилиндрического устья).

1. Определение угла раскрытия факела: для завихрителей типа Т (при  $0,22 \leq n < 3,0$ )

$$\varphi = 69 [(n - 0,124)/2,82]^{0,184}; \quad (1.33)$$

для завихрителей типа У (при  $1,0 \leq n \leq 4,1$ )

$$\varphi = 158 [(n - 0,81)/25,1]^{0,22}; \quad (1.34)$$

для завихрителей типа ТЛ (при  $\alpha = 30^\circ$ ;  $0,69 \leq n \leq 4,1$ )

$$\varphi = 100 [(n - 0,34)/15,8]^{0,2}; \quad (1.35)$$

для завихрителей типа А (при  $d_0/d = 0,25$  и  $0,35 \leq n \leq 1,65$ )

$$\varphi = 144 [(n - 0,145)/6,46]^{0,43}; \quad (1.36)$$

для завихрителей типа АТ (при  $d_1/d = 0,35$  и  $0,38 \leq n \leq 1,72$ )

$$\varphi = 124 [(n + 0,6)/7,24]^{0,42}. \quad (1.37)$$

2. Определение размеров зоны обратных токов (пределы изменения параметры крутки те же): для завихрителей типа Т

$$d_{обр}/d = [(n - 0,63)/16,1]^{0,18}; \quad (1.38)$$

для завихрителей типа У

$$d_{обр}/d = [(n - 0,37)/15,14]^{0,49}; \quad (1.39)$$

для завихрителей типа ТЛ

$$d_{обр}/d = [(n - 1,78)/14,3]^{0,74}; \quad (1.40)$$

для завихрителей типа А

$$d_{обр}/d = [(n - 0,8)/4,37]^{0,49}; \quad (1.41)$$

для завихрителей типа АТ

$$d_{обр}/d = [(n - 0,37)/2,69]^{0,78}. \quad (1.42)$$

3. Определение аэродинамической длины факела: для завихрителей типа Т

$$L/d = (200/n)^{0,24}; \quad (1.43)$$



для завихрителей типа У

$$L/d = (4,45 - n)/0,57; \quad (1.44)$$

для завихрителей типа ТЛ

$$L/d = (195/n)^{0,26}; \quad (1.45)$$

для завихрителей типа А

$$L/d = (11/n)^{0,667}; \quad (1.46)$$

для завихрителей типа АТ

$$L/d = (13/n)^{0,5}. \quad (1.47)$$

Остальные аэродинамические характеристики, оказывающие непосредственное влияние на характер развития газовых струй в объеме воздушного потока, будут рассмотрены ниже.

### 1.5. Развитие газовых струй в поперечно движущемся равномерном плоскопараллельном потоке воздуха

Задача о развитии струй в поперечно движущемся потоке имеет широкое прикладное значение, в том числе и для расчета горелочных устройств. Этим объясняется большое внимание со стороны многих исследователей к данному вопросу.

Впервые экспериментальное исследование развития струй в поперечно движущемся потоке было выполнено в ЦКТИ в связи с необходимостью создания методики расчета вторичного и острого дутья. Опыты выполнялись на водяных моделях. В процессе опытов определялась зависимость дальности струи от соотношения скоростей струи и поперечного потока  $v_2/v_1$ , формы устья сопла и угла атаки  $\alpha$ . Под дальностью понималось расстояние  $h$  от оси струи, движущейся параллельно потоку, до плоскости, в которой установлены сопла. В опытах рассматривалась относительная дальность  $h/d_{э.кв.}$ . Для прямоугольных сопел эквивалентный диаметр определяется так:

$$d_{э.кв.} = \sqrt{4F/\pi}, \quad (1.48)$$

где  $F$  — площадь поперечного сечения сопла.

Соотношение скоростей в опытах принимались 5, 10, 20. Форма сопла была круглая и прямоугольная с отношением сторон 1 : 5, причем прямоугольные сопла были ориентированы длинной стороной как вдоль, так и поперек потока. Угол атаки струи изменялся от 30 до 150°. Опыты проводились на плоской модели с поперечным сечением 600 × 48 мм и длиной 1400 мм. Сменные сопла присоединялись к узкой стороне модели. Опыты показали, что при  $\alpha < 90^\circ$  дальность струи уменьшается. При  $\alpha > 90^\circ$  дальность вначале возрастает до определенного угла, а затем падает. Максимальная дальность достигается в пределах  $120^\circ < \alpha < 150^\circ$ . Было также установлено, что вытекающие из прямоугольных сопел струи обладают большой дальностью в тех случаях, когда

сопла ориентированы длинной стороной вдоль потока. В результате обобщения опытных данных рекомендуется формула

$$h/d_{\text{экр}} = k(v_2/v_1) \sqrt{T_2/T_1}, \quad (1.49)$$

где  $k$  — коэффициент пропорциональности, равный 1,5 для круглых и квадратных отверстий при угле атаки  $90^\circ$ ; 1,8 для прямоугольных отверстий при  $\alpha = 90^\circ$ ; 1,85 для всех форм отверстий в пределах изменения  $\alpha$  от  $120$  до  $150^\circ$ . Подкоренное выражение в правой части уравнения было предложено для случая неизотермичности потоков, что приводит к изменению соотношения плотностей.

В работе И. И. Чернобыльского и Г. М. Щеголева [1952 г.] показаны результаты аналогичных опытов, выполненных с целью уточнения методики расчета дутьевых газогорелочных устройств. Траектория струи, развивающейся в поперечно движущемся потоке, изучалась на водяной модели сечением  $75 \times 50$  мм и длиной 570 мм. При этом струи подавались через широкую сторону модели. В результате исследования была получена формула

$$h/d = 12 \text{Re}_{v_2}^{1,3} / \text{Re}_{v_1}^{1,625}, \quad (1.50)$$

где  $h/d$  — относительная дальнобойность струи ( $d$  — диаметр сопла);  $v_2$  — скорость струи в устье сопла;  $v_1$  — средняя скорость поперечного потока;  $\text{Re}_{v_1}$ ,  $\text{Re}_{v_2}$  — критерий Рейнольдса соответственно потока и струи.

Схема развития струи показана на рис. 1.4. Диаметр струи  $D_c$  в сечении, где она закончила свой поворот и начинает двигаться параллельно основному потоку, по данным этой работы, определяется следующим образом:

$$D_c/h = 0,75. \quad (1.51)$$

Более детальное изучение этого вопроса Р. Б. Ахмедовым и Т. Б. Балагулой [1970 г.] показало, что ширина струи зависит от угла ее раскрытия (тип сопла) и гидродинамического параметра  $q = \rho_2 v_2^2 / (\rho_1 v_1^2)$  ( $\rho_1$ ,  $\rho_2$  — плотность соответственно воздуха и газа). В соответствии с этим

$$D_c/h = C_\varphi + 1 \sqrt{q}, \quad (1.52)$$

где  $C_\varphi$  — константа, зависящая от угла раскрытия струи (при  $\varphi = = 18 \div 26^\circ$   $C_\varphi = 0,49 \div 0,72$ ).

Результаты исследования по изучению развития струй в поперечно движущемся неограниченном плоскопараллельном потоке приведены в работе [7]. Всего было выполнено 65 опытов с круглыми и прямоугольными струями с  $d_{\text{экр}} = 10$  и 20 мм. Отношение скоростей  $v_2/v_1$  в опытах принималось в диапазоне от 5 до 21,7. Угол атаки струй  $\alpha$  выбирался в большинстве опытов равным  $90^\circ$ , но были проведены и специальные опыты при углах атаки  $\alpha = 30, 60, 120, 135$  и  $150^\circ$ . В ряде опытов газ нагревался, отношение температур  $T_2/T_1$  при этом изменялось от 0,64 до 2,86. В результате выполненных исследований для расчета дальнобойности единичной круглой

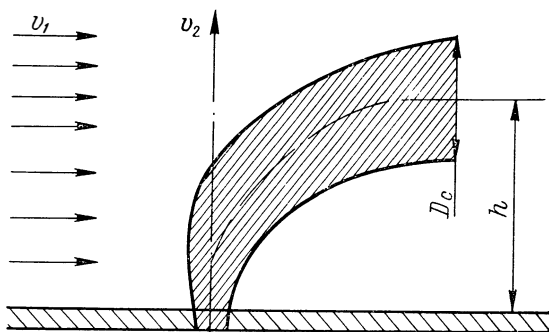


Рис. 1.4. Схема развития струи в поперечно движущемся потоке.

или плоской струи была рекомендована формула

$$h/d_{\text{экв}} = k_s (v_2/v_1) \sqrt{\rho_2/\rho_1}, \quad (1.53)$$

где  $\rho_1$ ,  $\rho_2$  — плотность соответственно поперечного потока и струи;  $d_{\text{экв}}$  — эквивалентный диаметр сопла, определяемый по формуле (1.48), который для круглой струи представляет собой обычный диаметр. Значение  $k_s$  для круглых и плоских струй, развивающихся в неограниченном потоке, составляет 2,2.

Формула (1.53) является аналогом формулы (1.49) с той лишь разницей, что в подкоренном выражении отношение температур заменено на соответствующее отношение плотностей. Хотя для условий проведенных опытов эти отношения идентичны, такая замена позволяет сделать формулу более универсальной, пригодной и на случай, если газы (жидкость) в струе и поперечном потоке различны. Влияние угла атаки  $\alpha$  с достаточной точностью может быть учтено; если правую часть формулы (1.53) умножить на синус этого угла.

Изучение развития системы, состоящей из нескольких струй, позволило установить зависимость коэффициента пропорциональности в формуле (1.53) от относительного шага между отверстиями  $s/d$  (рис. 1.5). Формула (1.53), строго говоря, пригодна лишь для случая развития струи в поперечно движущемся неограниченном потоке. Для случая развития струи в ограниченном канале пренебречь увеличением относительного расхода результирующего потока уже нельзя. Ни в одной из отмеченных выше работ это влияние не учитывается.

В работе Г. Н. Абрамовича [1960 г.] указан простой способ учета влияния конечных размеров канала на искривление струи. Он заключается в том, что скорость сносящего потока определяется по суммарному массовому расходу воздуха и поступающего газа:

$$v_{\text{см}} = (G_1 + G_2)/(\rho_{\text{см}} F_1), \quad (1.54)$$

где  $\rho_{\text{см}}$  — плотность смеси;  $F_1$  — площадь поперечного сечения канала.

Такой способ учета конечных размеров потока носит приближенный характер, но находится в хорошем соответствии с опытными данными. Формулу (1.54) можно представить и в следующем, более удобном для расчетов, виде:

$$v_{см} = (\rho_1 Q_1 + \rho_2 Q_2) / (\rho_{см} F_1), \quad (1.54a)$$

где  $\rho_1, \rho_2, \rho_{см}$  — плотность соответственно воздуха, газа и смеси;  $Q_1, Q_2$  — объемный секундный расход соответственно воздуха и газа.

Скорость, определяемую только по расходу воздуха, можно найти по формуле

$$v_1 = Q / F_1. \quad (1.55)$$

Определим относительное увеличение результирующей скорости в канале:

$$\zeta = v_{см} / v_1 = (\rho_1 Q_1 + \rho_2 Q_2) / (\rho_{см} Q_1). \quad (1.56)$$

Если при сжигании природного газа с высокой удельной теплотой сгорания эта поправка невелика и составляет около 1,05, то при сжигании газов с низкой теплотой сгорания ее значение резко возрастает. В неограниченных потоках она равна 1,0. Тогда с учетом изложенного для расчета глубины проникновения газовой струи в поперечно движущемся плоскопараллельном потоке следует рекомендовать формулу

$$h/d_{экр} = (k_s / \zeta) (v_2 / v_1) \sqrt{\rho_2 / \rho_1}. \quad (1.57)$$

При углах атаки струи, отличных от  $90^\circ$ , правая часть формулы (1.57) умножается на синус этого угла.

### 1.6. Развитие газовых струй в поперечно движущемся закрученном потоке воздуха

В рассмотренных выше работах изучалось развитие струй в поперечно движущемся плоскопараллельном равномерном потоке. При сжигании газа в топках котлов значительно чаще приходится сталкиваться с расчетом вихревых горелочных устройств. Поэтому еще в работе И. И. Чернобыльского и Г. М. Щеголева [1952 г.] содержалась попытка применения результатов изучения развития струй в плоскопараллельных потоках к условиям развития струй в закрученных потоках. Увеличение действительных скоростей в закрученном потоке предполагалось учитывать делением среднерасходной скорости воздушного потока  $v_1$  на угол подъема этого потока по спирали  $\beta$ :

$$v'_1 = v_1 / \sin \beta. \quad (1.58)$$

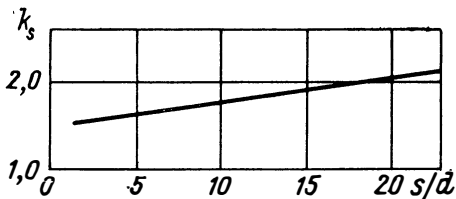


Рис. 1.5. Зависимость коэффициента пропорциональности  $k_s$  от относительного шага  $s/d$ .

Такой прием, однако, не пригоден по следующим причинам. Крутка воздушного потока приводит к такой перестройке поля скоростей, при которой вектор скорости на различных расстояниях от оси вращения меняет не только свое абсолютное значение, но и направление; внутри цилиндрической амбразуры горелок наблюдается деформация закрученного потока, проявляющаяся в перестройке поля скоростей по мере удаления от завихрителя; максимальные значения актуальных скоростей намного превышают значения среднерасходной скорости; расстояния от оси вращения до зоны максимальных скоростей зависят не только от степени закрученности потока, но и от типа завихрителя и его геометрических характеристик.

Все эти особенности нельзя учесть при помощи величины  $v_1'$ . В связи с этим Р. Б. Ахмедовым были поставлены специальные исследования по изучению развития газовых струй в закрученных потоках. В результате исследований установлено, что наилучшим образом учесть особенности закрученной струи можно в том случае, если определить среднее интегральное значение действительной скорости в зоне развития струи по формуле

$$v_l = \int_0^l v_i dR, \quad (1.59)$$

где  $l$  — глубина проникновения струи по верхней кромке;  $R$  — радиус цилиндрического канала;  $v_i$  — текущее значение действительной скорости.

Обозначим относительное увеличение результирующей скорости

$$\lambda = v_l/v_1. \quad (1.60)$$

Тогда формула для расчета глубины проникновения газовой струи в объеме закрученного потока приобретет вид

$$h/d_{эKB} = [k_s/(\xi\lambda)] (v_2/v_1) \sqrt{\rho_2/\rho_1}. \quad (1.61)$$

Как показывают опыты, условия для перемешивания газа и воздуха будут наилучшими тогда, когда обеспечивается попадание газовой струи в зону максимальных скоростей воздушного потока. Положение этой зоны может характеризоваться отношением  $R'/R$ , где  $R'$  — расстояние от оси цилиндрического канала до точки, в которой действительная скорость имеет максимальное значение. Необходимые значения для расчета, обеспечивающие попадание газовой струи в зону максимальных скоростей, приводятся в табл. 1.1—1.5.

Оптимальное значение  $h$ , обеспечивающее попадание струи в зону максимальных скоростей, выбирается с помощью этих таблиц следующим образом: при расчете горелок с периферийной подачей газа

$$h_1 = (1 - R'/R) R, \quad (1.62)$$

Таблица 1.1

Тангенциальный простой подвод (Т),  $b/d=1,425$ 

$x'/d$	$n$	$R'/R$	$\lambda_1$	$\lambda_2$
0,5	0,70	0,85	2,05	1,60
	1,17	0,90	2,31	1,64
	2,10	0,90	2,65	1,71
	4,90	0,90	4,15	2,39
0,75	0,70	0,85	2,00	1,08
	1,17	0,90	2,56	1,30
	2,10	0,90	1,95	1,49
	4,90	0,90	3,80	2,20

Примечания: 1. В табл. 1.1—1.5  $x'$  — расстояние от выходного сечения завихрителя до рассматриваемого сечения. 2. Значения  $\lambda_1$  приведены для периферийной подачи газа,  $\lambda_2$ —для центральной.

Таблица 1.2

Улиточный тангенциальный подвод (У)

$a/b$	$x'/d$	$n$	$R'/R$	$\lambda_1$	$\lambda_2$
0,25	0,5	1	0,6	1,53	1,42
		2	0,7	1,84	2,00
		3	0,7	2,82	2,55
0,25	1,0	1	0,8	1,53	1,20
		2	0,8	2,10	1,62
		3	0,9	2,91	1,77
0,5	1,0	2	0,8	1,93	1,45
		3	0,9	3,18	1,65

Таблица 1.3

Аксиальный лопаточный завихритель (А)

$x'/d$	$\alpha$	$n$	$R'/R$	$\lambda_1$	$\lambda_2$
0,5	20°	0,35	0,6	1,06	1,12
	30	0,55	0,7	1,28	1,21
	40	0,79	0,7	1,68	1,56
	50	1,13	0,8	2,11	1,75
	60	1,65	0,8	2,39	1,95
1,0	20	0,35	0,7	1,16	1,48
	30	0,55	0,8	1,40	1,27
	40	0,79	0,9	1,74	1,28
	50	1,13	0,9	2,31	1,42
	60	1,65	0,9	2,47	1,49

Таблица 1.4

Тангенциальный лопаточный завихритель (ТЛ),  $x'/d = 1,0$ 

$\alpha$	$n$	$R'/R$	$\lambda_1$	$\lambda_2$
20°	0,69	0,50	1,36	1,40
	0,94	0,53	1,57	1,68
	1,92	0,66	2,42	1,74
	3,68	0,75	2,42	2,04
30	0,64	0,55	1,38	1,23
	0,94	0,60	1,55	1,34
	1,81	0,72	1,78	1,48
	3,40	0,70	1,90	1,65
45	0,46	0,50	1,38	1,35
	0,68	0,50	1,39	1,40
	1,29	0,45	1,52	1,55
	2,20	0,31	2,17	2,20

Таблица 1.5

Аксиально-тангенциальный лопаточный завихритель (АТ),  $d_0/d = 0,35$ 

$x'/d$	$\beta$	$\alpha$	$n$	$R'/R$	$\lambda_1$	$\lambda_2$
0,5	25°	20°	0,8	0,5	1,73	1,66
		30	0,64	0,4	1,51	1,59
		45	0,38	0,2	1,40	1,77
1,0	45	20	1,35	0,8	2,80	2,00
		30	0,93	0,6	1,94	1,87
		45	0,64	0,5	1,76	1,48

при расчете горелок с центральной подачей газа

$$h_2 = (R'/R - r_0/R) R, \quad (1.63)$$

где  $r_0$  — наружный радиус центральной газовой трубы;  $R$  — радиус цилиндрического канала для воздушного потока.

Выполненные в огневых условиях исследования показывают, что существует оптимальное число газовых струй. Физический смысл данного утверждения ясен из следующего. Небольшое число струй затягивает процессы смесеобразования из-за неравномерного распределения газа в объеме воздушного потока. Чрезмерно большое число их приводит к слиянию соседних струй, что также ухудшает процессы смешения.

Распределение газовых струй в объеме воздушного потока можно учесть с помощью коэффициента заполнения зоны максимальных скоростей  $\psi$ : при периферийной подаче

$$\psi_1 = 0,12 h_1 m / (R - h_1), \quad (1.64)$$

при центральной подаче

$$\psi_2 = 0,12 h_2 m / (h_2 + r_0), \quad (1.65)$$

где  $m$  — число струй;  $R$  — радиус цилиндрического канала;  $r_0$  — наружный диаметр центральной газовой трубы.

По данным [8], наилучшие условия для перемешивания газа с воздухом и наименьшая длина факела получаются при  $\psi = 0,6 \div 0,7$ .

Значение  $k_s$  может быть определено по рис. 1.5 при условии, что шаг между струями определяется при периферийной подаче по формуле

$$s_1/d = [\pi/(md)] (R - l_1), \quad (1.66)$$

а при центральной подаче —

$$s_2/d = [\pi/(md)] (l_2 + r_0), \quad (1.67)$$

где  $d$  — диаметр отверстий для истечения газа;  $l_1, l_2$  — максимальная глубина проникновения, измеряемая до верхней кромки ( $l \approx 1,375 h$ ).

### 1.7. Спутная осевая подача газа в плоскопараллельный воздушный поток

Рассмотрим вначале простейший случай смесеобразования в затопленной свободной струе. Скорость распространения свободной турбулентной струи определяется силами инерции, действующими в направлении развития струи, и силами сопротивления, обусловленными турбулентным перемешиванием струи с окружающей средой. Вследствие постоянства статического давления в струе импульс внешних сил равен нулю и количество движения секундной массы во всех сечениях остается постоянным:

$$\int_0^m \omega dm = \int_0^\infty \rho \omega^2 dF = \text{const}, \quad (1.68)$$

где  $dm$  — масса вещества плотностью  $\rho$ , протекающая в единицу времени со скоростью  $\omega$  через элемент  $dF$  поперечного сечения струи.

Одно из важнейших свойств свободной струи — подобие скоростных полей во всех сечениях ее основного участка:

$$\omega/\omega_m = f(r/R_{rp}), \quad (1.69)$$

где  $\omega$  — скорость в данной точке;  $\omega_m$  — скорость на оси в данном сечении;  $r$  — расстояние от данной точки до оси;  $R_{rp}$  — радиус внешней границы струи в данном сечении.

При перемешивании струи с окружающей средой представляют интерес концентрационные поля вещества, вытекающего в окружающее пространство. О таком перемешивании можно судить по температурным полям, если подогреть вещество перед истечением его из сопла. Поле температур в затопленной свободной струе



не совпадает с полем скоростей и подчиняется выражению Ф. Н. Абрамовича [1960 г].

$$\Delta T / \Delta T_m = \sqrt{\omega / \omega_m}, \quad (1.70)$$

где  $\Delta T = T - T_{\text{окр}}$  — избыточная температура в данной точке;  $\Delta T_m = T_m - T_{\text{окр}}$  — избыточная температура на оси струи в данном сечении.

Закон падения безразмерной избыточной температуры и скорости на оси струи выражается по С. Б. Старку [1953 г.] следующим образом:

$$\frac{\Delta T_m}{\Delta T_0} = \frac{0,35}{(k_T/k_w)(ax/D + 0,145)}; \quad (1.71)$$

$$\frac{\omega_m}{\omega_0} = \frac{0,48}{ax/D + 0,145},$$

где  $\Delta T_0 = T_0 - T_{\text{окр}}$  — избыточная температура в выходном сечении струи;  $k_T = \Delta T_0 / \Delta T_{\text{окр}}$  — коэффициент температурного поля в выходном сечении струи;  $k_w = \omega_0 / \omega_{\text{ср}}$  — коэффициент скоростного поля в выходном сечении струи;  $a$  — коэффициент структуры струи (при равномерном поле скоростей  $a = 0,066$ , при установившемся турбулентном поле  $a = 0,076$ );  $x$  — расстояние от среза сопла;  $D$  — диаметр устья сопла. Очевидно, что по формулам (1.71) можно судить и о законе падения избыточной концентрации вдоль оси струи.

Рассмотрим теперь схему подачи газа в осевом направлении через центральный канал в спутный плоскопараллельный поток воздуха, вытекающий из периферийного канала (рис. 1.4). В работе С. Б. Старка [1953 г.] изложены результаты экспериментального исследования указанной схемы, в которой внутренний поток подогревался на 20—30 К выше температуры внешнего потока. Исследования проводились при следующих условиях: диаметр внутреннего канала  $d = 41,5$  мм, диаметр внешнего канала  $D = 87,5; 106$  и  $134$  мм; отношение скоростей внешнего и внутреннего потоков  $\omega_{02} / \omega_{01} = 1, 2$  и  $3$ ; коэффициент скоростного поля внутреннего потока  $k_{w1} = 1,25$ , а внешнего —  $k_{w2} = 1,1$ . Полная длина факела при рассматриваемой схеме может быть условно разделена на три участка: начальный, в котором сохраняется ядро постоянных скоростей внешнего потока; переходный, в котором еще не наступило торможение скорости на оси, и основной, в котором вследствие турбулентного обмена между обоими потоками и окружающей средой начинает падать осевая скорость. Результаты опытов показали, что при переходе в основной участок факела скоростные поля независимо от условий истечения принимают единый профиль, соответствующий универсальному профилю свободной осесимметричной струи. Полагая, что в осесимметричном плоскопараллельном потоке отсутствует градиент давления, можно сделать вывод о постоянстве количества движения во всех сечениях

факела, численно равно сумме количеств движения перемешивающихся потоков:

$$\int_0^{\infty} \rho \omega^2 dF = \int_0^{F_1} \rho \omega_1^2 dF + \int_0^{F_2} \rho \omega_2^2 dF. \quad (1.72)$$

При условии равномерности скоростного поля на выходе из каналов ( $k_w = 1,0$ ;  $a = 0,066$ ) баланс количества движения можно выразить так:

$$\int_0^{F_1} \rho \omega_1^2 dF + \int_0^{F_2} \rho \omega_2^2 dF = \rho \omega_{\text{эКВ}}^2 (F_1 + F_2). \quad (1.73)$$

Если значения скоростной неравномерности в начальных сечениях обоих потоков заданы, начальная скорость эквивалентной струи может быть определена преобразованием выражения (1.73):

$$\omega_{01} F_1 / K_{w1}^2 + \omega_{02} F_2 / k_{w2}^2 = \rho \omega_{\text{эКВ}}^2 (F_1 + F_2), \quad (1.74)$$

откуда

$$\omega_{\text{эКВ}} = \frac{\omega_{01}}{k_{w1}} \sqrt{\frac{d^2}{D^2} + \frac{\omega_{02}^2}{\omega_{01}^2} \frac{k_{w1}^2}{k_{w2}^2} \left(1 - \frac{d^2}{D^2}\right)}. \quad (1.75)$$

Для кольцевой струи при  $\omega_1 = 0$  формула (1.75) приобретает вид

$$\omega_{\text{эКВ}} = \omega_2 \sqrt{1 - d^2/D^2}. \quad (1.76)$$

Интересно отметить, что такая формула совпадает с формулой, выведенной по опытным данным при исследовании кольцевых затопленных струй И. О. Замазия. Выполненные им измерения показывают, что внешний поток во всех случаях увеличивает скорость на оси факела, и тем сильнее, чем больше отношения скоростей  $\omega_{02}/\omega_{01}$  и диаметров  $D/d$ . Обработка опытных данных в координатах  $\omega_m/\omega_{\text{эКВ}} = f(ax/D)$  позволяет, начиная с  $ax/D = 0,4$ , получить универсальную кривую свободной осесимметричной струи. Скоростные профили факела на указанном участке становятся подобными не только друг другу, но и скоростному профилю хорошо изученной свободной затопленной струи.

Для определения безразмерной скорости в любой точке на оси факела достаточно в нижнюю формулу (1.71) для свободной струи подставить вместо  $\omega_0$  значение начальной скорости эквивалентной струи  $\omega_{\text{эКВ}}$ :

$$\frac{\omega_m}{\omega_{01}} = \frac{0,48}{k_{w1}(ax/D + 0,145)} \sqrt{\frac{d^2}{D^2} + \frac{\omega_{02}^2}{\omega_{01}^2} \frac{k_{w1}^2}{k_{w2}^2} \left(1 - \frac{d^2}{D^2}\right)}. \quad (1.77)$$

Зная осевую скорость, по универсальному скоростному профилю можно легко найти скорость в любой точке соответствующего поперечного сечения. Таким образом, все вопросы, связанные с развитием концентрических потоков, оказывается возможным свести

к хорошо известным закономерностям свободной осесимметричной струи.

Экспериментальное исследование процессов перемешивания обоих потоков, выполненное измерением температур, показало, что по мере увеличения скорости внешнего потока  $\omega_2$  и его толщины  $D-d$  температура на оси факела падает.

Введя понятие «эквивалентная струя», можно обобщить данные эксперимента и выразить закон убывания количества избыточной теплоты на оси факела единой универсальной кривой, независимо от условий истечения. Поскольку подогрев внешней струи отсутствует, то

$$\Delta T_{\text{экв}} \omega_{\text{экв}} = \Delta T_{01} \omega_{01}. \quad (1.78)$$

Поэтому закон убывания количества избыточной теплоты на оси в основном участке факела тождествен закону убывания количества избыточной теплоты в свободной осесимметричной струе:

$$\frac{\Delta T_m}{\Delta T_{01}} \frac{w_m}{w_{01}} = \frac{0,168}{(k_{T1}/k_{w1})(ax/d + 0,145)^2}. \quad (1.79)$$

Заменяя в полученном выражении  $w_m/w_{01}$  его значением из формулы (1.77), можно получить окончательное выражение, характеризующее падение избыточной температуры вдоль оси факела:

$$\frac{\Delta T_m}{\Delta T_{01}} = \frac{0,35 k_{w1} (ax/D + 0,145)}{k_{T1} \left( \frac{ax}{d} + 0,145 \right)^2 \sqrt{\frac{d^2}{D^2} + \frac{\omega_{02}^2}{\omega_{01}^2} \frac{k_{w1}^2}{k_{w2}^2} \left( 1 - \frac{d^2}{D^2} \right)}}. \quad (1.80)$$

Полученная расчетная формула не позволяет, разумеется, определить химическую длину факела. Однако с ее помощью легко проанализировать, каким образом изменится его длина в зависимости от входящих в формулу (1.80) параметров.

## 1.8. Спутная осевая подача газа через кольцевую щель в закрученный поток воздуха

Применение рассмотренной выше схемы спутной подачи газа приводит к сравнительно большой длине факела. Поиски более эффективных способов сжигания газа привели к созданию схемы, при которой газ подается через сравнительно узкую кольцевую щель в закрученный поток воздуха. Воздух может подаваться как по центру, так и по обеим сторонам кольцевой щели.

Результаты подробных исследований процессов смесеобразования при спутной кольцевой подаче внешнего обтекающего потока газа в закрученный поток воздуха приводятся в работе [9]. Все характеристики поля течения исследованной системы струй определялись при нагретом спутном и холодном центральном потоках. Центральная струя закручивалась завихрителем типа А со втулочным отношением  $d_0/d = 0,25$ . Угол  $\alpha$ , образованный поверхностью лопатки и осью цилиндрического канала, менялся в опытах

от 0 до  $60^\circ$ , при этом параметр крутки  $n$  изменялся от 0 до 1,54. Сравнение скоростных полей показывает, что с уменьшением параметра  $n$  максимум скорости смещается к оси цилиндрического канала. Обратные токи в устье канала появляются при  $\alpha = 50^\circ$ . Максимальное значение скорости в зоне обратных токов наблюдается на расстоянии от устья  $x = 0,5 d$  (диаметр цилиндрического канала). Зона обратных токов распространяется вниз, занимая  $0,55 d$  в сечении  $x/d = 0,5$  при параметре крутки  $n = 0,74$  и  $0,75 d$  при  $n = 1,54$ . Сравнение с данными для единичной закрученной струи показывает, что в случае двойных концентрических струй скорости в потоке затухают значительно медленнее. Влияние отношения  $u_2/u_1$  ( $u_1$  — среднерасходная скорость воздушного потока,  $u_2$  — то же, струи «газа») на затухание скоростей можно объяснить тем, что внешняя газовая оболочка в определенной мере препятствует раскрытию центральной воздушной струи. Влияние крутки на характер выравнивания скоростей тем больше, чем меньше отношение  $u_2/u_1$ . На рис. 1.6 показана зависимость от крутки двух крайних по отношению к  $u_2/u_1$  режимов. Если на режим с  $u_2/u_1 = 2,94$  крутка влияет слабо, то при  $u_2/u_1 = 0,52$  влияние крутки весьма значительно. При этом, как видно из рисунка, наиболее резкое влияние наблюдается в диапазоне углов наклона лопаток  $\alpha = 30 \div 50^\circ$ .

Законы свободной турбулентной плоскопараллельной струи применимы к анализу поведения системы с закрученной струей. Поэтому в отличие от рассматриваемой выше схемы спутной подачи газа в плоскопараллельный поток обработка опытных данных велась следующим образом. На основе экспериментально полученных значений аксиальных и тангенциальных скоростей, а также избыточного статического давления  $\rho_{ст}$  были рассчитаны и построены поля полного импульса  $H = \rho_{ст} + \rho u^2$  и угловой скорости  $\omega = u_\varphi/y$ . Расчет профилей полного импульса и угловой скорости проводился по уравнению теплопроводности, записанному для этих величин:

$$K(\xi, y) = \frac{1}{2\xi} \exp\left(-\frac{y^2}{4\xi}\right) \int_0^\infty K(0, r) J_0\left(\frac{ry}{2\xi}\right) \exp\left(-\frac{r^2}{4\xi}\right) r dr, \quad (1.81)$$

где  $K(\xi, y) = H$  и  $\omega$  — величины, поле которых рассчитывается;  $K(0, r)$  — распределение этих величин в плоскости  $\xi = 0$ ;  $\xi$  — функция продольной координаты  $x$ , определяемая из опыта;  $J_0$  — функция Бесселя 1-го рода нулевого порядка от мнимого аргумента.

Формула (1.81) получена при решении уравнения теплопроводности по методу эквивалентной задачи при произвольном начальном профиле расчетных величин и граничных условиях, соответствующих расстоянию этих величин на бесконечности. Методика расчета по формуле (1.81) с помощью  $P$ -функций, затабулированных

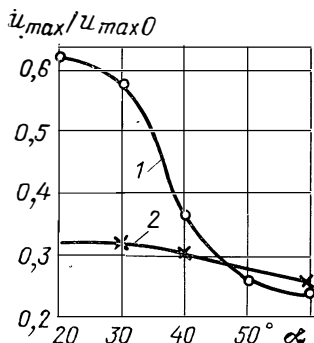


Рис. 1.6. Зависимость максимальной по сечению  $x/d = 1,5$  осевой скорости от угла наклона лопаток завихрителя.

$u_2/u_1$ : 1 — 0,52; 2 — 2,94.

Л. А. Вулисом, Ш. А. Ершиным, Л. П. Яриным [1968 г.], приведена в работе Р. Б. Ахмедова и Т. Б. Балагулы [1970 г.].

Поля полного импульса для системы из двойных струй при  $\alpha = 50^\circ$  показаны на рис. 1.7, а. Как видно из рисунка, совпадение теории и опыта хорошее вплоть до  $\alpha = 50^\circ$ , даже в приосевой области. Аналогичные результаты получены для поля полного импульса во всем исследованном диапазоне изменения параметра крутки центральной воздушной струи. На рис. 1.8, а показаны данные по тангенциальной составляющей скорости в двойных струях при параметре крутки центральной струи  $n = 1,06$  ( $\alpha = 50^\circ$ ). Экспериментальные исследования при этом пересчитаны для локальной угловой скорости  $\bar{\omega}$ . Сплошными линиями показаны результаты теоретического расчета  $\bar{\omega}$  по методу эквивалентной задачи. Как видно из рисунка, совпадение теоретических и экспериментальных данных достаточно хорошее. Аналогичный результат получен для всех остальных углов  $\alpha$ .

Теоретический расчет поля тангенциальной составляющей скорости  $u_\varphi$  (или  $\omega = u_\varphi/y$ ) проводился по предложенной Р. Б. Ахмедовым и Т. Б. Балагулой [1970 г.] методике, основанной на том, что уравнению диффузии удовлетворяет  $x$ -составляющая вихря  $Z_x$ , определяемая по формуле

$$Z_x = \frac{1}{y} \frac{\partial (u_\varphi y)}{\partial y} = \frac{\bar{u}_\varphi}{y} + \frac{\partial u_\varphi}{\partial y}. \quad (1.82)$$

Из связи  $Z_x$  с  $u_\varphi$  находим

$$u_\varphi = (1/y) \int_0^y Z_x y dy. \quad (1.83)$$

Уравнение теплопроводности для  $Z_x$  записывается аналогично уравнению метода эквивалентной задачи, поэтому решением для  $u_\varphi$  будет решение, аналогичное уравнению (1.81). Сравнение расчета, основанного на гипотезе с применением метода эквивалентной задачи к  $x$ -составляющей вихря, с опытными данными показало хорошее совпадение. Определив  $u_\varphi$ , можно рассчитывать распределение давления по формуле

$$\rho u_\varphi^2 / y = \partial p_{ст} / \partial y \quad (1.84)$$

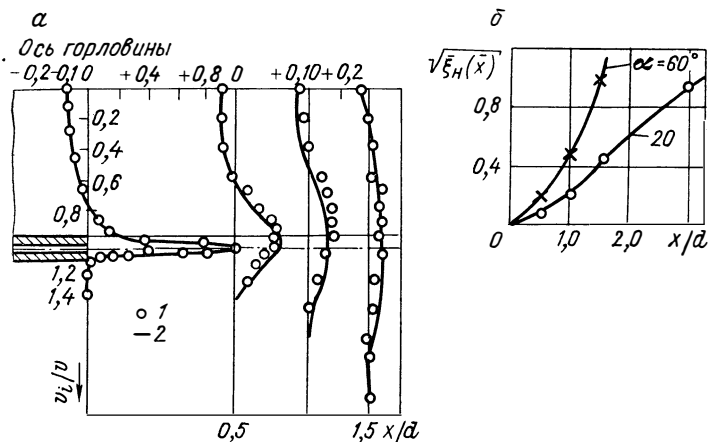


Рис. 1.7. Поле полного импульса в двойных концентрических струях (а) и зависимость  $\sqrt{\xi_H(\bar{x})}$  для двойной концентрической струи (б).

1 — опытные данные; 2 — расчет.

и, зная величину статического давления  $p_{ст}$ , найти поле  $H + \rho u^2$ , а затем уже и поле осевой составляющей скорости, что завершит расчет основных аэродинамических характеристик двойных концентрических струй.

На основе экспериментально полученных значений скоростей и температуры были построены поля плотности потока избыточной энтальпии  $\rho c_p u_x \Delta T$ , где  $u_x$  — осевая составляющая скорости;  $\Delta T$  — избыточная температура (разность между температурой, измеряемой в точке, и температурой окружающего воздуха). Теплоемкость в поле течения считалась постоянной, так как разность температуры «газа» и воздуха была невелика. Характерный профиль

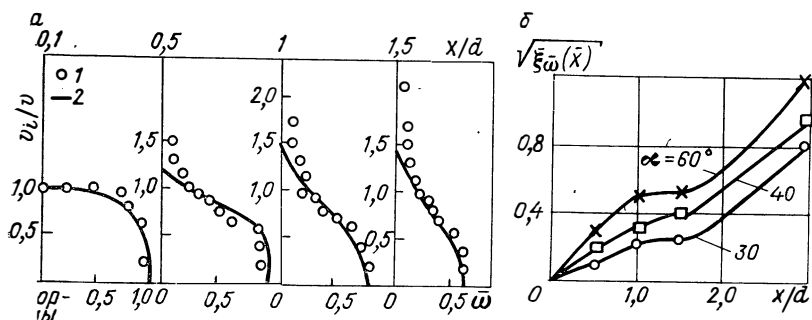


Рис. 1.8. Поле угловой скорости  $\bar{\omega}$  в двойных струях (а) и зависимость  $\sqrt{\xi_{\bar{\omega}}(\bar{x})}$  для двойной концентрической струи (б).

1 — опытные данные; 2 — расчет.

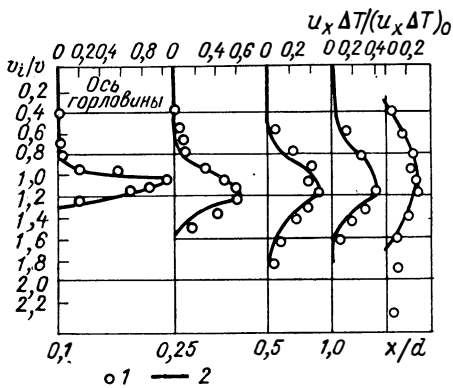


Рис. 1.9. Поле избыточного тепло-  
содержания в двойной концентриче-  
ской струе при  $\alpha = 50^\circ$ .

1 — опытные данные; 2 — расчет по урав-  
нению (1.81).

Эта проблема рассмотрена в работе Р. Б. Ахмедова и Т. Б. Балагулы [9]. Этот вопрос интересен тем, что скорость, входящая в выражение  $\rho_s u_x \Delta T$ , имеет разные знаки на различных участках профиля вблизи сопла из-за наличия обратных токов. Кроме того, сами профили скорости не могут быть непосредственно получены по расчету величины  $\rho u^2$ . Результаты исследования показали, что метод эквивалентной задачи теории теплопроводности позволяет рассчитывать плотность потока избыточной энтальпии в двойных концентрических струях столь же успешно, как и в плоскопараллельных потоках. Анализ полей плотности максимальной по сечениям потока избыточной энтальпии в зависимости от соотношения среднерасходных скоростей центральной закрученной и спутной струй показал, что для всех углов наклона лопаток затухание величины  $(u_x \Delta T)_m$  происходит быстрее с ростом отношения среднерасходной скорости воздуха к среднерасходной скорости «газа»  $u_2$ .

Результаты обработки экспериментальных данных по смешению в двойных концентрических струях в зависимости от интенсивности крутки центральной струи (угла наклона лопаток завихрителя) показаны на рис. 1.10. Смещение потоков изучалось по степени равномерности температурного поля на выходе из устья канала в объеме потока. Концентрация «газа»  $C_r$  определялась по формуле

$$C_r = (t - t_b) / (t_r - t_b), \quad (1.85)$$

где  $t$  — температура в данной точке;  $t_r$  — температура подогретого «газа»;  $t_b$  — температура воздуха.

Данная характеристика позволила по рис. 1.10 оценить длину факела для каждого случая. За длину факела принималось расстояние от устья до сечения, в котором максимальная по сечению

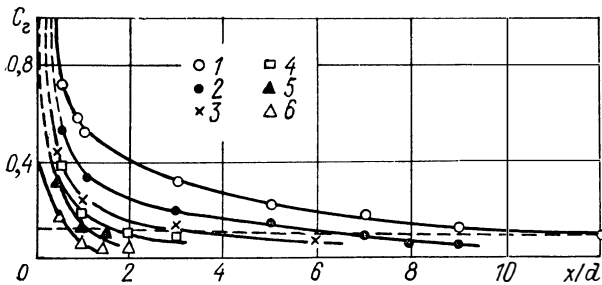


Рис. 1.10. Падение максимальной по сечению концентрации «газа»  $C_T$  при различной степени закручивания центрального потока в толщине обтекающей струи 5 мм.

концентрация «газа» равна 0,1. Как видно из рисунка, увеличение крутки воздушного потока приводит к резкому уменьшению длины факела. Зависимость длины факела от параметра крутки  $n$  в исследованном интервале его значений может быть аппроксимирована так:

$$L = \text{const } n^{-k}, \quad (1.86)$$

где  $k = 1,43$  и  $1,58$ , а константа равна соответственно 1,3 и 1,9 в зависимости от толщины газового кольца.

Анализ данных по смешению двойных концентрических струй при одном и том же параметре крутки  $n$ , но при разных толщинах газового кольцевого потока показал, что с ростом последней длина факела растет, однако уменьшение длины факела с ростом параметра крутки происходит при этом быстрее. Полученные результаты свидетельствуют о том, что параметр крутки  $n$  в рассматриваемой системе может быть поставлен в ряд определяющих не только аэродинамику струи, но и характеристики перемешивания.

Расчет профилей  $H$ ,  $\omega$ ,  $\rho$  и  $c_p \Delta T$  требует преобразования координат  $\xi = f(x)$ . Определение зависимости  $\sqrt{\xi_H(\bar{x})}$  проводилось при совмещении теоретического максимума  $H$  с экспериментальным. Функция  $\sqrt{(\xi_{\omega})}(\bar{x})$  определялась при совмещении теоретических и экспериментальных значений  $\omega$  на оси (рис. 1.7, б; 1.8, б). Функция  $\sqrt{\xi_T(\bar{x})}$ , показанная на рис. 1.11, определялась по совпадению теоретического и экспериментального максимумов. Как видно из рис. 1.7, б, 1.8, б и 1.11, с ростом параметра крутки  $n$  наклон кри-

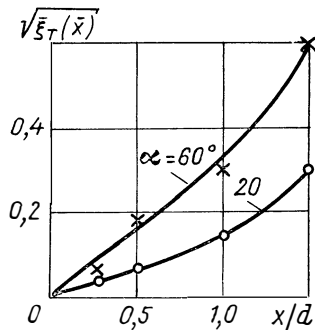


Рис. 1.11. Зависимость  $\sqrt{\xi_T(\bar{x})}$  для двойной концентрической струи.



вых увеличивается,  $\xi$  при фиксированном  $x$  растет, что свидетельствует об интенсификации процессов переноса в двойных концентрических струях с ростом параметра крутки воздушной струи. Положительные свойства рассмотренной системы подачи газа делают ее весьма перспективной для использования в котельно-топочной технике как в одно-, так и в двухпоточных горелках (с промежуточной кольцевой подачей газа). Такая схема малочувствительна к изменению теплоты сгорания газа, что позволяет использовать ее при совместно-раздельном сжигании газов природного и с низкой удельной теплотой сгорания. В то же время за счет регулирования интенсивности крутки здесь можно достичь значительно более широкого диапазона регулирования длины факела, чем в рассматриваемых выше других схемах подачи газа.

## РАСПЫЛИВАНИЕ И ГОРЕНИЕ МАЗУТА

### 1.9. Способы распыливания мазута

Распыливать мазут можно либо с помощью энергии вспомогательных агентов, например водяного пара или сжатого воздуха (паровое или пневматическое распыливание), либо под действием потенциальной энергии топливной струи (механическое распыливание), либо комбинированными методами (паро- или пневмомеханическое распыливание).

В зависимости от давления распыливающего агента паровые и пневматические форсунки делятся на высоконапорные (с использованием пара или воздуха давлением более 0,1 МПа), средне-(0,007—0,1 МПа) и низконапорные (с давлением воздуха до 0,007 МПа). Принцип действия и высоко-, и низконапорных форсунок одинаков. Различают одно- и многоступенчатые форсунки. К одноступенчатым относят, например, высоконапорные форсунки Шухова и низконапорные форсунки Роквелла. В обеих конструкциях топливо подается через центральный канал, а распыливающий агент — попутным наружным потоком. В форсунках Данилина, Лапиных пар (или воздух) подается по внутреннему каналу, а топливо — по внешнему.

В двухступенчатых форсунках пар или воздух к топливу подводится дважды. При первом подводе воздух разбивает сплошную струю топлива и первичная смесь поступает в промежуточное сопло, а на выходе из форсунки распыливающий агент вторично воздействует на топливо. В некоторых конструкциях параметры распыливающих агентов для первичного и вторичного воздействия на топливо различны. В многоступенчатых форсунках осуществляется многократное воздействие пара или воздуха на топливо. В некоторых случаях воздух подводится к топливу не спутно, а под углом (например, перпендикулярно к потоку топлива) или встречно.

В механических форсунках жидкость распыливается под воздействием потенциальной энергии самой распыливаемой жидкости.

В зависимости от способа подвода жидкости к соплу различают струйные и центробежные форсунки.

Как правило, качество распыливания тем лучше, чем больше энергия волновых колебаний и выше степень ее использования. Поэтому может оказаться перспективным наложение на топливную струю дополнительных искусственных колебаний, особенно ультразвуковой частоты. Этот принцип используется в акустических форсунках, которые выполняют с пьезокристаллическими, магнитострикционными или гидродинамическими генераторами колебаний. Другим методом уменьшения размера капель является электростатическое распыливание.

В настоящее время в качестве распылителей жидкого топлива в топочных устройствах котлов и печей широкое применение получили центробежные механические форсунки. В них распад струи жидкости осуществляется под действием гидродинамических сил, возникающих в струе при протекании ее через тангенциальные отверстия, камеру закручивания и при истечении через коаксиальное сопло (рис. 1.12, а).

Теория центробежной форсунки для идеальной жидкости, базирующаяся на принципе максимального расхода, была разработана Г. Н. Абрамовичем [4]. Согласно этой теории, момент количества движения любой жидкой частицы (относительно оси сопла) сохраняет постоянное значение, равное начальному моменту количества движения на входе в камеру закручивания:

$$ur = v_{\text{вх}}R, \quad (1.87)$$

где  $u$  — тангенциальная составляющая скорости в сопле;  $r$  — расстояние от оси сопла до частицы жидкости в сопле;  $v_{\text{вх}}$  — скорость во входных каналах;  $R$  — расстояние от оси сопла до частицы жидкости во входных каналах. Из анализа формулы (1.87) следует, что по мере приближения к оси сопла тангенциальная составляющая скорости увеличивается.

Для идеальной несжимаемой жидкости закон сохранения энергии можно записать в форме уравнения Бернулли:

$$p + (\rho/2)(u^2 + w^2) = p_T, \quad (1.88)$$

где  $p$  и  $p_T$  — давление соответственно в потоке и перед форсункой;  $\rho$  — плотность жидкости;  $w$  — осевая составляющая скорости в сопле.

Из уравнений (1.87) и (1.88) следует, что вблизи оси сопла форсунки, когда  $r \rightarrow 0$ , тангенциальная составляющая скорости потока должна иметь бесконечно большое положительное значение, а давление — бесконечно большое отрицательное значение, что физически невозможно. В действительности вблизи оси сопла скорость будет возрастать, а давление падать, но лишь до тех пор, пока оно не станет равным атмосферному или давлению той среды, в которую распыливается жидкость. Ниже атмосферного давление жидкости упасть не может, так как форсунка через сопло сообщается с атмосферой. Следовательно, центральная часть сопла заполнена

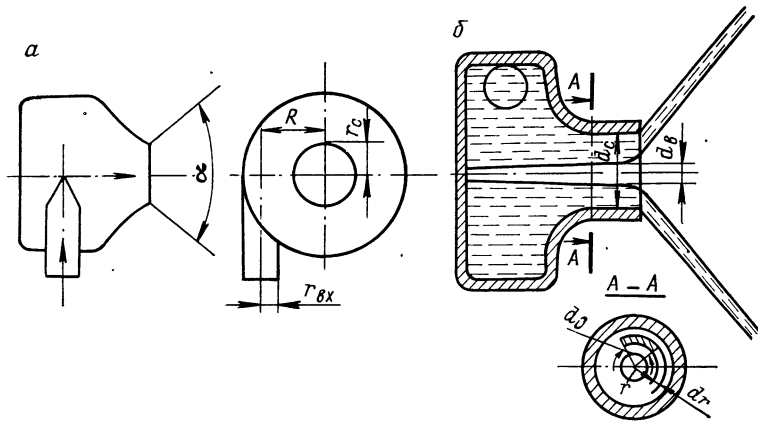


Рис. 1.12. Центробежная форсунка.

*a* — принципиальная схема; *b* — схема движения жидкости.

не жидкостью, а воздухом: в этой части располагается воздушный вихрь, в котором избыточное давление равно нулю ( $p_T = 0$ ). На стенке давление также равно нулю.

Течение в сопле происходит через кольцевое сечение (рис. 1.12, б), внутренний радиус которого равен радиусу воздушного вихря  $r_b$ , а внешний — радиусу сопла  $r_c$ . Площадь кольцевого сечения

$$F_k = F_c - F_b = \pi (r_c^2 - r_b^2) = \varphi \pi r_c^2, \quad (1.89)$$

где  $\varphi$  — коэффициент заполнения сопла:

$$\varphi = 1 - r_b^2 / r_c^2. \quad (1.90)$$

Распределение давления в поперечном сечении сопла определяется выражением

$$p = (\rho/2) (u^2 - w^2). \quad (1.91)$$

Подставив выражение (1.91) в уравнение (1.88), приходим к выводу, что осевая (поступательная) составляющая скорости в сопле остается постоянной по сечению потока:

$$w = \sqrt{(2/\rho) p_T - u^2} = \text{const.} \quad (1.92)$$

Тогда выражение для объемного расхода жидкости через сопло можно записать в виде

$$Q = \varphi r_c^2 \omega \quad (1.93)$$

или

$$Q = \frac{\pi r_c^2}{\sqrt{A^2/(1-\varphi) + 1/\varphi^2}} \sqrt{2 \frac{p_T}{\rho}}. \quad (1.94)$$

В формуле (1.94) через  $A$  обозначена безразмерная величина — геометрическая характеристика форсунки, предложенная Г. Н. Абрамовичем:

$$A = \frac{r_c R_{к.з}}{n_{вх} r_{вх}^2} = \frac{d_c D_{к.з}}{n_{вх} d_{вх}^2}, \quad (1.95)$$

где  $R_{к.з}$  — радиус камеры завихривания;  $r_{вх}$  — радиус единичного входного канала;  $n_{вх}$  — число входных каналов.

Теоретический коэффициент расхода идеальной жидкости через центробежную форсунку  $\mu_0$  определяется выражением

$$\mu_0 = \frac{A}{\sqrt{A^2/(1-\varphi) + 1/\varphi^2}} \quad (1.96)$$

и зависит от двух параметров: геометрической характеристики форсунки  $A$  и коэффициента заполнения сопла  $\varphi$ . Для определения размеров воздушного вихря требуется добавочное условие, характеризующее устойчивость процесса истечения. Г. Н. Абрамович предположил, что в соответствии с принципом максимального расхода в сопле центробежной форсунки устанавливается воздушный вихрь такого радиуса, при котором теоретический коэффициент расхода при данном напоре принимает максимальное значение, и именно эти размеры вихря отвечают устойчивому режиму течения.

Движение жидкости в цилиндрическом сопле форсунки аналогично течению жидкости по горизонтальному каналу постоянной глубины  $h$ . Для последнего случая Н. Е. Жуковский показал, что при установившемся течении скорость потока не может превысить величины  $\sqrt{gh}$ , равной скорости распространения длинных волн на поверхности жидкости. Подобное положение справедливо и по отношению к соплу центробежной форсунки: скорость поступательного движения жидкости в сопле при установившемся режиме должна быть равна скорости волн, распространяющихся по свободной поверхности жидкости в поле центробежных сил. При этом расход через форсунку при данном напоре имеет максимальное значение. Поскольку выражения для скорости распространения волн по свободной поверхности жидкости в поле центробежной силы и для скорости поступательного движения жидкости при максимальном расходе тождественны, то при равенстве этих скоростей расход примет максимальное значение. В соответствии с принципом максимального расхода  $d\mu_0/d\varphi = 0$ . При этом условии

$$A = (1-\varphi) \sqrt{2}/\sqrt{\varphi^3}. \quad (1.97)$$

Подставив полученное выражение в уравнение (1.96), найдем зависимость теоретического коэффициента расхода от  $\varphi$ :

$$\mu_0 = \sqrt{\varphi^3/(2-\varphi)}. \quad (1.98)$$

С помощью формул (1.97) и (1.98) легко построить зависимость теоретического коэффициента расхода от геометрической характеристики форсунки (рис. 1.13).

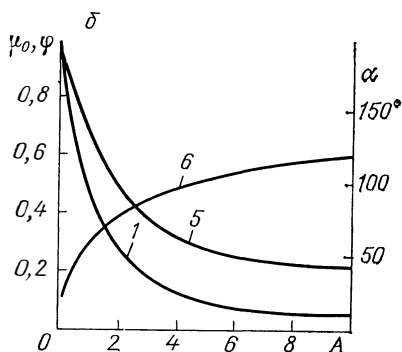
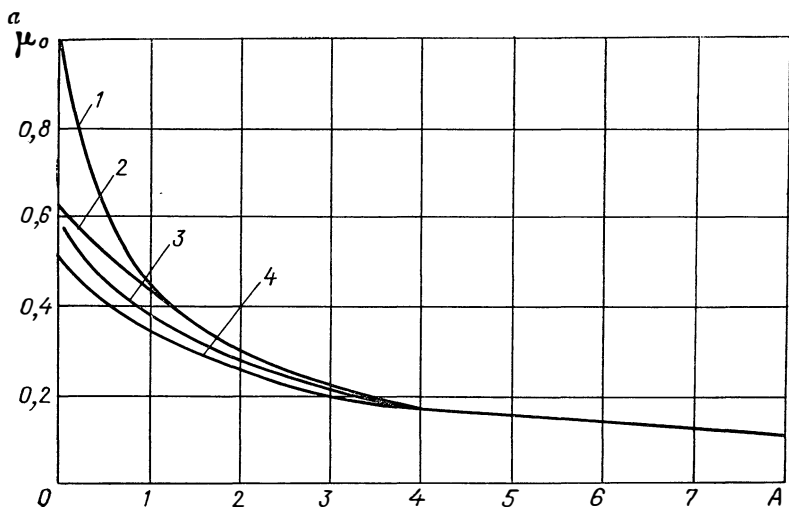


Рис. 1.13. Зависимость от геометрической характеристики форсунки:

$a$  — коэффициента расхода (1, 2, 3, 4 — соответственно по Г. Н. Абрамовичу, В. Б. Тихонову, В. В. Талаквдзе и А. М. Правову);  $b$  — коэффициента расхода (1), коэффициента живого сечения (5) и угла раскрытия факела  $\alpha$  (6).

Результаты экспериментов, выполненных Г. Н. Абрамовичем, убедили автора, что разработанная им теория удовлетворительно подтверждается опытными данными как с качественной, так и с количественной стороны. К такому же выводу пришел и Л. Д. Берман [1955 г.] на основе анализа опытных данных отдельных работ. Между тем рассмотрение экспериментального материала З. И. Геллера, М. Я. Морошкина, Л. В. Кулагина свидетельствует о том, что в ряде случаев имеет место существенное (иногда в 2—3 раза) различие между экспериментальными и теоретическими значениями коэффициента расхода. Попытки уточнить и ревизовать эту теорию с точки зрения пересмотра основных ее положений были предприняты В. Б. Тихоновым [1958 г.], В. В. Талаквдзе [1961 г.] и А. М. Правовым [1963 г.]. Сопоставление полученных ими расчетных данных с кривой Г. Н. Абрамовича приведено на рис. 1.13,  $a$ , из рассмотрения которого видно, что, с одной стороны, коэффициенты расхода, определенные по выражениям различных авторов, имеют близкие значения при неизменном  $A$ , с другой — ни одна из пред-

ставленных кривых не описывает тех значений коэффициента расхода, которые были рассмотрены выше. Поэтому, не оценивая сущности изменений, внесенных отдельными авторами в теорию расчета форсунок, и тех критических замечаний, которые были сделаны по поводу их работ Л. А. Клячко [1962 г.], необходимо отметить, что предложенные ими конечные расчетные соотношения также не отражают с необходимой точностью особенности истечения из центробежных форсунок реальных жидкостей и поэтому не имеют преимуществ перед расчетными соотношениями Г. Н. Абрамовича.

Таким образом, ни одно из известных теоретических соотношений, полученных при анализе процесса истечения идеальной жидкости из центробежной форсунки, как правило, не может обеспечить сколь-нибудь достаточную для практики точность расчетов форсунок. Вместе с тем каждое из упомянутых соотношений в какой-то степени учитывает своеобразие движения жидкости при истечении из форсунок. Наибольший интерес вызывают соотношения, предложенные Г. Н. Абрамовичем и являющиеся самыми простыми. Как уже указывалось, использование этих соотношений в некоторых случаях приводит к сходимости теоретических и экспериментальных данных. Наличие такой сходимости указывает на целесообразность использования этих соотношений в качестве эталонных для расчетов истечения из форсунок реальных жидкостей. Учет же особенностей движения последних может осуществляться при этом с помощью соответствующих эмпирических поправок.

Влияние вязкости распыливаемой жидкости на коэффициент расхода форсунок изучалось Л. А. Клячко [1962 г.], который установил, что при возрастании вязкости жидкости происходит снижение центробежного эффекта, в результате чего диаметр воздушного вихря должен уменьшаться, а коэффициент расхода возрастать. Из полученных им соотношений следует, что расчетные значения коэффициентов расхода вязкой жидкости должны быть больше теоретических. Это подтверждается данными о форсунках с расходом 0,055—0,083 кг/с, геометрические размеры которых сравнительно малы. Но попытки применить расчетные выражения Л. А. Клячко к форсункам с несколько большим расходом (до 0,28 кг/с) и соответственно с большими размерами оканчивались неудачей, поэтому при обработке своего экспериментального материала З. И. Геллер и Я. М. Морошкин внесли в эти соотношения новые поправки, учитывающие сжатие струи во входных каналах и потери напора на трение в головке форсунки. В результате расчетные соотношения, полученные этими авторами, существенно отличаются от соотношений, предложенных Л. А. Клячко. Следует также отметить, что данные Л. В. Кулагина, испытывавшего большую группу конструктивных вариантов форсунок с расходом от 0,055 до 0,223 кг/с, не описываются с достаточной точностью ни одним из известных соотношений.

Расчетные выражения, полученные ВТИ и Башкирэнерго для форсунок с большим расходом, позволяют определить коэффициент

расхода и расход только определенных типоразмеров форсунок, мало отличающихся от тех, на базе испытания которых были получены эти выражения.

Таким образом, все известные расчетные формулы оказываются пригодными для подсчета коэффициента расхода лишь тех конструктивных вариантов форсунок и той области изменения их расхода, для которых определялись соответствующие эмпирические поправки, вследствие чего эти формулы не могут быть распространены на другие конструктивные варианты.

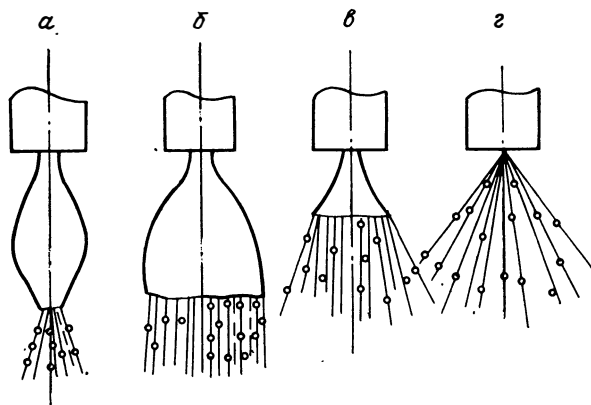
Приведенный анализ совокупности известных данных о коэффициенте расхода позволил установить, что его опытные значения не только меняются при изменении геометрической характеристики  $A$ , но и систематически снижаются при увеличении абсолютного размера выходного отверстия форсунки. С увеличением размера сопла от сравнительно малых значений (0,5—1,0 мм) к большим (3—4 мм) коэффициент расхода систематически снижается, приближаясь к теоретическому. С другой стороны, переход от больших размеров сопла (8—10 мм) к меньшим (5—6 мм) сопровождается увеличением коэффициента расхода и приближением экспериментальных значений к теоретическим. Сравнительно хорошее соответствие между опытными и теоретическими значениями коэффициента расхода наблюдается у форсунок со средним расходом, причем степень этого соответствия определяется не только геометрической характеристикой и размером сопла, но и прочими конструктивными характеристиками.

От абсолютных размеров сопла зависит и характер влияния вязкости распыливаемой жидкости на расходные показатели форсунок. Результаты опытов ВТИ и Башкирэнерго по изучению влияния вязкости жидкости на коэффициент расхода высокопроизводительных форсунок с высоким расходом свидетельствуют о том, что коэффициент расхода при повышении условной вязкости уменьшается практически по линейному закону. Количественная зависимость коэффициента расхода от вязкости жидкости для других конструктивных вариантов форсунок с большим расходом бывает и нелинейной, но, как показывает опыт, переход от воды к мазуту, связанный с повышением вязкости жидкости, вызывает заметное снижение коэффициента расхода, как правило, на 10—30 %. Иной характер влияния вязкости на коэффициент расхода установлен для форсунок малой производительности. У этих форсунок коэффициент расхода возрастает с повышением вязкости. Естественно ожидать, что коэффициенты расхода форсунок средней ( $d_c = 3,5 \div 6$  мм) производительности не должны практически зависеть от вязкости жидкости. Данные З. И. Геллера подтверждают справедливость этого предположения. Таким образом, в большинстве случаев имеет место отклонение действительного коэффициента расхода  $\mu$  от теоретического  $\mu_0$ .

Расход жидкости через форсунку с действительным коэффициентом расхода  $\mu$  находим по формуле

$$G = \mu \gamma F_c \sqrt{2gH}, \quad (1.99)$$

Рис. 1.14. Схема изменения формы струи на выходе из сопла центробежной форсунки при различных скоростях истечения (а — минимальная, б и в — промежуточные, г — максимальная).



где  $\gamma$  — удельный вес жидкости;  $F_c$  — площадь выходного сечения сопла форсунки.

В центробежных форсунках жидкость перед выходным отверстием сопла приобретает интенсивное вращение в камере закручивания, куда она поступает через тангенциальные каналы. При выходе из сопла жидкость образует пленку, представляющую собой полый конус и распадающуюся на капли при потере устойчивости. При малых скоростях истечения жидкости пленка принимает форму «пузыря». Выходящая жидкость образует неразорванную тонкую пленку, которая вторично стягивается под влиянием сил поверхностного натяжения. При увеличении скорости истечения «пузырь» переходит в другую форму — «тюльпан», а по мере дальнейшего увеличения скорости длина пленки сокращается и место образования капель смещается к соплу до тех пор, пока распад пленки не начнет осуществляться практически вблизи сопла. Такую форму распада (рис. 1.14) при сформировавшемся жидкостном факеле принято называть распыливанием. В. А. Бородин, Ю. Ф. Дитякин, Л. А. Клячко, В. И. Ягодкин [1967 г.] считают, что распаду предшествует быстрый процесс нарастания возмущений; однако вблизи сопла всегда имеется участок нераспавшейся пленки, на поверхности которой распространяются волны, по мере истечения интенсивно возрастающие по амплитуде, что приводит к обрыву их гребней. Оторвавшаяся жидкость под воздействием поверхностного натяжения превращается в капли. Толщина пленки бывает очень небольшой и неравномерной по периметру. Однако диаметры капель могут быть больше, чем толщина пленки, так как образуются из бесформенных кусков распавшейся пленки.

В комбинированных паро- или пневмомеханических форсунках первичное распыливание топлива происходит механическим путем, а дальнейшее распыливание сравнительно крупных частиц топлива на более мелкие — за счет энергии распыливающего агента. На этом принципе основаны широко распространенные форсунки ПМФС, ТКЗ и др. Опыт применения таких форсунок показал, что



при ограниченной подаче пара на распыливание (до 5—10 % от расхода топлива) их характеристики практически мало отличаются от характеристик в «чисто» механическом режиме.

### 1.10. Регулировочные характеристики форсунок

Из формулы (1.99) следует, что расход форсунки можно регулировать, изменяя напор топлива перед форсункой и оставляя неизменными ее геометрические размеры. Однако в этом случае качество механического распыливания форсунками (без учета вторичного дробления капель воздушным потоком) во всем диапазоне нагрузок не остается постоянным, а ухудшается по мере снижения нагрузки. В связи с этим многие авторы ставят вопрос о необходимости повышения начального давления мазута. Например, ВТИ считает целесообразным увеличить начальное давление до 12 МПа [10], а Среднеазиатское отделение Атомтеплоэлектропроекта в проекте газомазутного хозяйства для ГРЭС с блоками 150 МВт исходит из давления  $\sim 6$  МПа. Экспериментальные данные показывают, что минимальное допустимое давление по условию обеспечения качественного распыливания мазута должно быть не ниже 1,2 МПа [11]. В этом случае при диапазоне регулирования 100—15 % давление мазута перед форсункой при полной нагрузке должно составлять около 54 МПа.

В настоящее время на мощных котлах, работающих на жидком топливе, в основном применяют давление мазута, подаваемого к механическим форсункам, около 4 МПа. При ограничении нижнего предела давления на форсунке значением не ниже 1,2 МПа диапазон регулирования составляет 55—100 % номинальной нагрузки. Чем шире диапазон, тем выше должно быть расчетное давление мазута при фиксированном нижнем пределе. Но следует помнить, что повышение перепада давлений на форсунке увеличивает стоимость и массу аппаратуры мазутоподготовки, снижает надежность ее работы и ухудшает эксплуатационные показатели самих форсунок за счет повышенного эрозийного износа распыливающих элементов. Одновременно возрастает расход электроэнергии на собственные нужды. Поэтому существенное увеличение расчетного давления мазута, как будет показано ниже, целесообразно лишь в тех случаях, которые обоснованы технико-экономическими расчетами.

Расширить диапазон регулирования можно и уменьшением вязкости мазута за счет увеличения его температуры. Расчеты САФ ВНИИпроггаза показали, что возможно поддержание должного качества распыливания мазута М100 в диапазоне нагрузок 100—30 % и при начальном давлении 4 МПа, если обеспечить при нижнем пределе нагрузки температуру мазута  $\sim 470$  К. Исследования процессов сжигания высокоподогретого мазута на котлах ТГМП-114 и ПК-41-4 показали, что при нагрузке 30 % от номинальной можно обеспечить полное сжигание мазута М100, распыленного механическими форсунками под давлением  $\sim 0,45$  МПа, с коэффициентом избытка воздуха за топкой 1,03, если температура мазута была не

ниже 465 К. Таким образом, применение высокоподогретого мазута позволяет повысить регулировочные характеристики форсунок без увеличения давления перед ними.

Однако применение высокоподогретого мазута возможно лишь в тех случаях, когда имеется греющий пар давлением не ниже 3—3,5 МПа (при нижнем пределе нагрузок). Кроме того, применение высокотемпературного подогрева мазута связано с приобретением или изготовлением дорогостоящей теплообменной аппаратуры, пока не выпускаемой серийно. Наконец, применение данного способа расширения регулировочных характеристик требует для обслуживания и ремонта оборудования более квалифицированного персонала.

Все это ограничивает сферу применения высокотемпературного подогрева мазута, который, видимо, в будущем может применяться на крупных котельных агрегатах высокого и сверхкритического давления, работающих только (или в основном) на высоковязком мазуте и расположенных вблизи от жилых массивов (последнее определяется возможностями сокращения выброса окислов азота при высоких температурах мазута — подробно об этом см. в гл. IV).

Широко применяемое в настоящее время регулирование расхода изменением числа работающих форсунок не позволяет получить плавную кривую изменения расхода топлива. По мере включения очередной форсунки расход топлива на котел увеличивается скачком на значение ее расхода. Очевидно, что с уменьшением расхода каждой форсунки плавность регулирования повышается. Однако в связи с наблюдающейся тенденцией к увеличению теплового напряжения топки относительная площадь фронта котла уменьшается, вследствие чего становится все труднее размещать большое число форсунок. Регулирование изменением числа работающих форсунок имеет отрицательные стороны также и из соображений устойчивости процесса горения и его экономичности.

Недостатки регулирования дросселированием послужили причиной для создания специальных форсунок (например, с рециркуляцией, с изменяемыми проходными сечениями и т. д.), в которых располагаемый напор топлива не изменяется во всем диапазоне нагрузок. В форсунках с рециркуляцией применяется принцип сохранения постоянного количества вращающегося топлива при изменении его расхода. При максимальной нагрузке перепускная линия в этих форсунках полностью закрыта и все топливо поступает в зону горения. При снижении нагрузки к форсунке подается то же количество топлива, но часть его отводится в линии топливоподдачи. При этом качество распыливания несколько ухудшается, хотя и остается значительно лучше, чем при том же снижении расхода в случае применения простой форсунки. Отводить топливо в перепускных форсунках можно из центральной части или с периферии камеры закручивания (по системе Пибоди) и от сопла (по системе Тодда). Форсунки с перепуском топлива обладают следующими недостатками: резким увеличением расхода мазута на отлив при снижении нагрузки, что связано с непроизводитель-

ной работой топливного насоса на отлив и проблемой охлаждения горячего мазута; увеличением угла раскрытия факела при регулировании, что приводит к горению мазута на экранях, кладке или сводах амбразуры.

В двухступенчатых форсунках и форсунках двойного распыливания камер сгорания котлов «Велокс» заложен принцип сохранения постоянной скорости потока жидкого топлива в камере закручивания путем изменения площади входных щелей, а также предусмотрена возможность дополнительного ступенчатого изменения диаметров выходных отверстий. Однако в большинстве случаев такие форсунки работают преимущественно на маловязких и легких топливах. Для котлов, работающих на вязких мазутах, конструкции с регулируемыми проходными сечениями применяются весьма редко.

Существенного улучшения качества распыливания можно добиться, применяя групповые форсунки, где спектр общего топливного факела получается путем наложения спектра отдельных форсунок. Регулирование нагрузки в форсунках НЗЛ осуществляется за счет дросселирования и отключения каждой из форсунок, а в многосопловых форсунках ВТИ — за счет дросселирования общего потока. Многосопловые форсунки компактны, дают широкий факел и обеспечивают рациональное заполнение топливом зоны горения. Однако в них несколько хуже условия равномерного подвода воздуха.

Плавное регулирование достигается в форсунках с изменяемыми проходными сечениями входных каналов. По мере открытия каналов и увеличения  $r_{вх}$  значение геометрической характеристики форсунки уменьшается, что приводит к возрастанию коэффициента расхода и уменьшению корневого угла раскрытия факела. Существенный недостаток — изменение угла раскрытия при регулировании расхода. Кроме того, возможно просачивание мазута через зазоры в камеру закручивания, что препятствует вращательному движению жидкости в камере закручивания, особенно при малых нагрузках. В принципе этого можно избежать при тщательной обработке распыливающих элементов форсунки.

Применение паровых и паромеханических форсунок, обладающих широким диапазоном регулирования и лучшим качеством распыливания, в настоящее время ограничивается сравнительно большим расходом пара на распыливание (удельный расход пара достигает 30 % от количества сжигаемого мазута). Такой расход пара резко снижает КПД нетто котла, кроме того, теряется дорогостоящий конденсат.

Изложенные данные показывают, что необходимо дальнейшее изучение возможностей расширения диапазона регулирования, в первую очередь за счет создания специальных конструкций форсунок, а также за счет выявления целесообразной границы повышения давления мазута.

## 1.11. Расширение диапазона регулирования форсунок

**Регулируемые форсунки.** Существуют многочисленные конструкции форсунок с изменяющимися входными и выходными сечениями, которые позволяют расширить диапазон регулирования по сравнению с нерегулируемыми форсунками. Однако у большинства из этих форсунок (особенно при регулировании лишь одного сечения) качество распыливания не остается постоянным. При одновременном регулировании размеров входных каналов и сопла постоянство геометрической характеристики сохранится лишь в том случае, если отношение площади входных каналов к размеру сопла будет неизменным во всем диапазоне нагрузок. При этом сохраняется постоянство коэффициента расхода, но толщина пленки меняется, ибо меняется размер сопла.

В соответствии с критериальной зависимостью для определения медианного диаметра капель  $d_m$  при скорости истечения  $w$  и вязкости топлива  $\nu$

$$d_m/\delta| = a (\delta w/\nu)^n \quad (1.100)$$

медианный диаметр при постоянном коэффициенте расхода оказывается пропорциональным величине  $r_c^{1+n}$ , где  $-1 < n < 0$ . При  $n \rightarrow -1$  медианный диаметр капель остается практически постоянным во всем диапазоне нагрузок, однако при отдалении значения  $n$  от  $-1$  и приближении его к нулю зависимость медианного диаметра от размера сопла возрастает. Это значит, что для достижения достаточного постоянства качества распыливания необходимо создать такие регулируемые форсунки, которые бы обеспечивали во всем диапазоне нагрузок значение  $n$ , близкое к  $-1$ , при постоянстве отношения  $r_c/r_{вх}^2$ . В значительной степени этому требованию удовлетворяет регулируемая форсунка бывш. Средазнигаза (рис. 1.15). Форсунка имеет корпус 1, топливопровод 2, механизм регулировки расхода — привод 3, входящий во взаимодействие со штоком 4, на конце которого закреплен золотник 6 с установленной в нем иглой 7, размещаемой в камере распылительной втулки 5. В распылительной втулке выполнены тангенциально направленные топливоподающие входные каналы 9, а на входном торце втулки — распыливающее сопло 8. Форсунка работает следующим образом: мазут через топливопровод 2 подается во внутреннюю полость корпуса 1, а затем через тангенциальные каналы 9 и распыливающее отверстие 8 выбрасывается в топочный объем. Изменением положения привода 3 достигается продольное перемещение золотника с установленной в нем профилированной иглой.

Существующие методы расчета центробежных регулируемых форсунок не позволяют учесть все те изменения расчетных параметров, которые возникают в процессе регулирования в связи с особенностями принципа действия отдельных конструкций регулируемых форсунок. При регулировании расхода за счет перекрытия входных каналов и выходного сечения сопла движущимся зо-

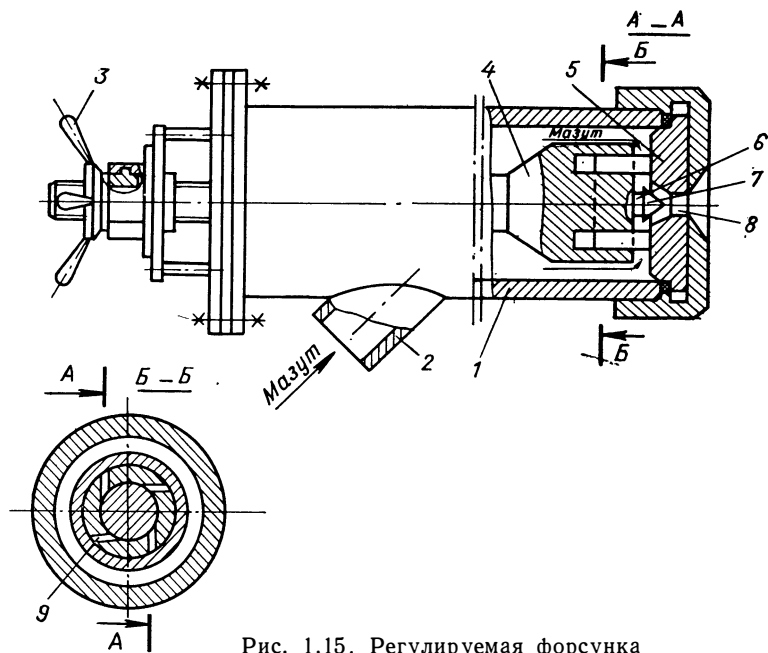


Рис. 1.15. Регулируемая форсунка

лотником вследствие изменения конструктивных размеров форсунки будут меняться и такие величины, как геометрическая характеристика  $A$ , угол раскрытия  $\alpha_{\phi}$ , коэффициент расхода  $\mu$ , значения которых для идеальной жидкости приведены в работе Г. Н. Абрамовича.

При введении золотника в выходное отверстие форсунки диаметром  $d_c$  эквивалентный диаметр сопла  $d'_c$  уменьшается на величину, соответствующую диаметру профилированной части золотника  $d_3$ :

$$d'_c = \sqrt{d_c^2 - d_3^2}, \quad (1.101)$$

а эквивалентный диаметр входных тангенциальных каналов —

$$d_{\text{вх. экв}} = \sqrt{(4 n_k b / \pi) (h - h_{x.з})}, \quad (1.102)$$

где  $n_k$  — число тангенциальных каналов;  $b$  — ширина тангенциальных каналов;  $h_{x.з}$  — ход золотника. Тогда геометрическая характеристика, предложенная Г. Н. Абрамовичем для нерегулируемых форсунок в виде  $A = d_c D_{к.з} / d_{\text{вх}}^2$ , для регулируемых форсунок (без учета изменения диаметра воздушного вихря) определится следующим выражением:

$$A_{\text{рег}} = \frac{\sqrt{d_c^2 - d_3^2} D_{к.з}}{(4 n_k b / \pi) (h - h_{x.з})}, \quad (1.103)$$

где  $D_{к.з}$  — диаметр камеры завихривания.

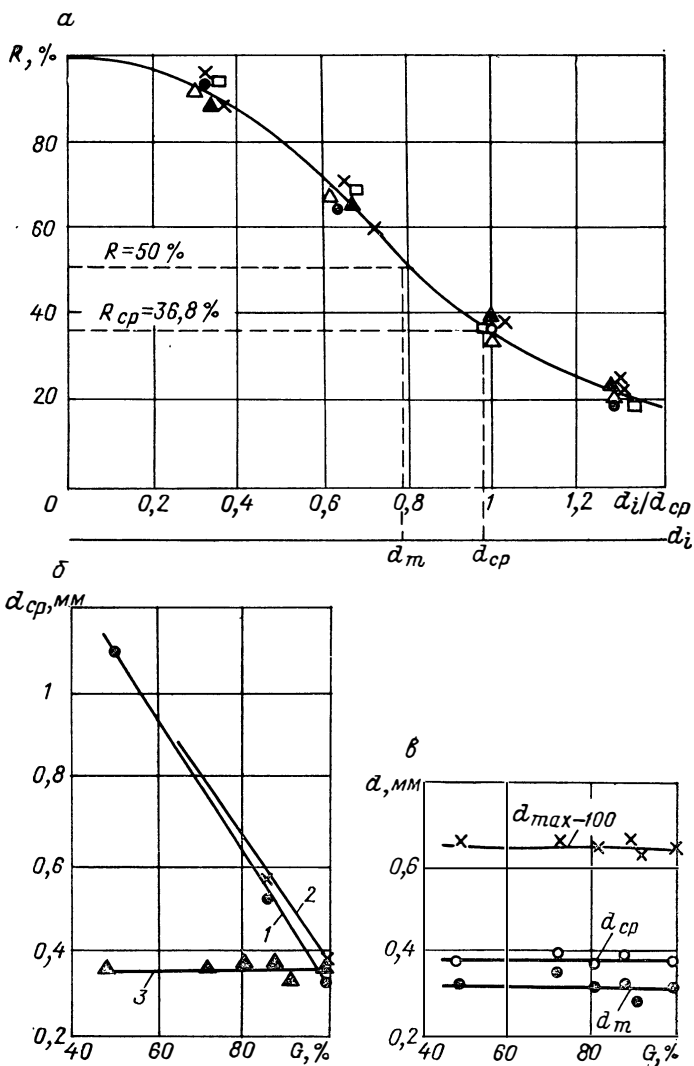


Рис. 1.16. Дисперсионные характеристики форсунок.

$a$  — кривая распределения капель по фракциям;  $б$  — зависимость среднего диаметра каплей от нагрузки для нерегулируемых (1 и 2) и регулируемой (3) форсунок;  $в$  — изменение характеристических размеров каплей от нагрузки регулируемой форсунки.

Большой интерес представляют дисперсионные характеристики регулируемых форсунок. В качестве примера на рис. 1.16,  $a$ ,  $б$  (кривая 3) приведены характеристики распределения капель по фракциям для регулируемой форсунки с номинальным расходом 0,86 кг/с при давлении 2 МПа. Из рисунка следует, что в диапазоне регулирования от 100 до 48 % средний диаметр каплей изменяется незначительно — от 0,345 до 0,380 мм и в среднем равен 0,360 мм.

На рис. 1.16, *в* представлена зависимость от расхода основных характеристик размеров спектра капель, под которыми обычно подразумевают:

— средний диаметр  $d_{cp}$ , соответствующий ординате  $100/e = 36,8\%$  на кривой (рис. 1.16, *а*) распределения капель по фракциям, достаточно правильно описываемой уравнением Розина—Раммлера

$$R = 100 e^{-(d_i/d_{cp})^m}, \quad (1.104)$$

где  $R$  — относительная масса, %, капель размером более  $d_i$ ;  $m$  — коэффициент распределения капель по фракциям;

— медианный диаметр  $d_m$ , соответствующий на той же кривой ординате 50 %;

— максимальный диаметр в группе, например, из 10 ( $d_{max-10}$ ) или из 100 ( $d_{max-100}$ ) наиболее крупных капель.

Из этих данных следует, что качество распыливания регулируемых форсунок не меняется во всем диапазоне изменения расхода, по какому бы параметру его ни оценивали. При этом коэффициент распределения капель по фракциям изменяется в узких пределах (от 1,8 до 2,2) и в среднем составляет 2.

Представляет интерес сопоставление дисперсионных характеристик регулируемых и нерегулируемых штампованных форсунок, которые по сравнению с другими конструкциями обладают большой технологичностью и простотой изготовления, несколько лучшими дисперсионными характеристиками и большей стабильностью рабочих характеристик.

На рис. 1.16, *б* показаны сравнительные дисперсионные характеристики штампованной и регулируемой форсунок с одинаковым номинальным расходом 0,86 кг/с при давлении 2 МПа. Из этого рисунка следует, что регулируемые форсунки перед штампованными обладают существенными преимуществами по дисперсионным характеристикам. При снижении расхода от 100 до 50 % качество распыливания, оцениваемое по среднему диаметру, у нерегулируемых форсунок ухудшается в 3,4 раза, в то время как у регулируемых остается практически неизменным.

**Повышение давления перед форсунками.** Результаты известных исследований влияния давления топлива перед форсунками на качество распыливания в основном относятся к сравнительно узкой области давлений — как правило, до 2 МПа. Показатель степени влияния давления на качество распыливания определяется расходом форсунки: для форсунок малого расхода с диаметром сопла до 3 мм показатель степени колеблется от  $-0,30$  до  $-0,38$ , с диаметром сопла от 4,5 до 8,1 мм — близок к  $-0,2$ , диаметром до 16 мм — близок к  $-0,14$ , а при дальнейшем увеличении диаметра сопла влияния давления на размер капель не обнаружено.

Большой интерес представляет изучение влияния давления на качество распыливания в области высоких давлений (более 10 МПа). В САФ ВНИИпроггаза изучены дисперсионные характеристики регулируемых форсунок в зависимости от степени (%) открытия

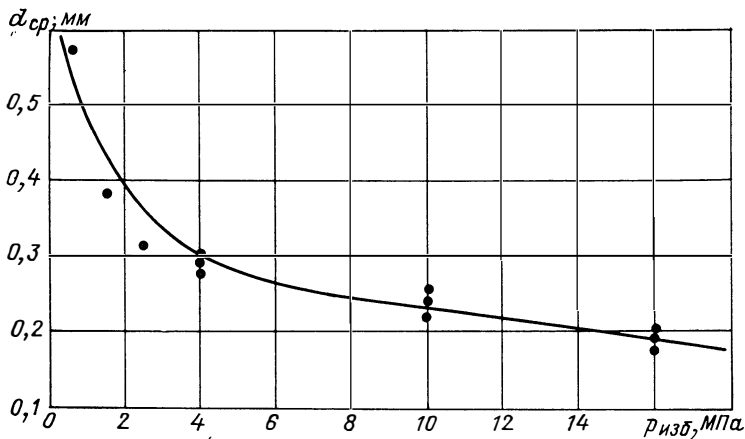


Рис. 1.17. Зависимость среднего диаметра капель от давления.

сечения сопла и давления воды (от 0,5 до 16 МПа). В результате опытов установлено, что для испытанных регулируемых форсунок давление влияет на средний диаметр капель в степени  $-0,326$  (рис. 1.17). Опыты показали, что в области давлений до 2,5 МПа средний диаметр капель при регулировании расхода сечением не изменяется во всем диапазоне, а при дальнейшем увеличении давления это влияние начинает сказываться. Повышение начального давления с 2 до 3,5 МПа приводит к снижению среднего диаметра капель на 22 %. Переход от 3,5 к 6,4 и 10 МПа приводит к дальнейшему улучшению качества распыливания примерно на 18 и 26 % соответственно. Это значит, что при одновременном увеличении расхода форсунок и перепада давления топлива в указанных пределах качество распыливания практически не изменится.

Из сопоставления различных способов регулирования расхода вытекает, что при снижении нагрузки до 50% качество распыливания регулируемой форсунки сохраняется, а нерегулируемой той же конструкции и тех же размеров ухудшается примерно в 1,6 раза. Зная зависимость качества распыливания от давления в заданном диапазоне регулирования, можно, учитывая требуемое качество распыливания при минимальной нагрузке, определить как минимально допустимое, так и максимальное (начальное) значение давления топлива. Следует отметить, что угол раскрытия факела мало зависит от давления, но резко снижается с уменьшением сечения сопла (рис. 1.18, а). В то же время длина факела определяется одинаково при различных способах регулирования (рис. 1.18, б, в).

Представленные данные показывают, что увеличение начального давления мазута перед форсунками может позволить уменьшить размер капли ниже максимально допустимого.



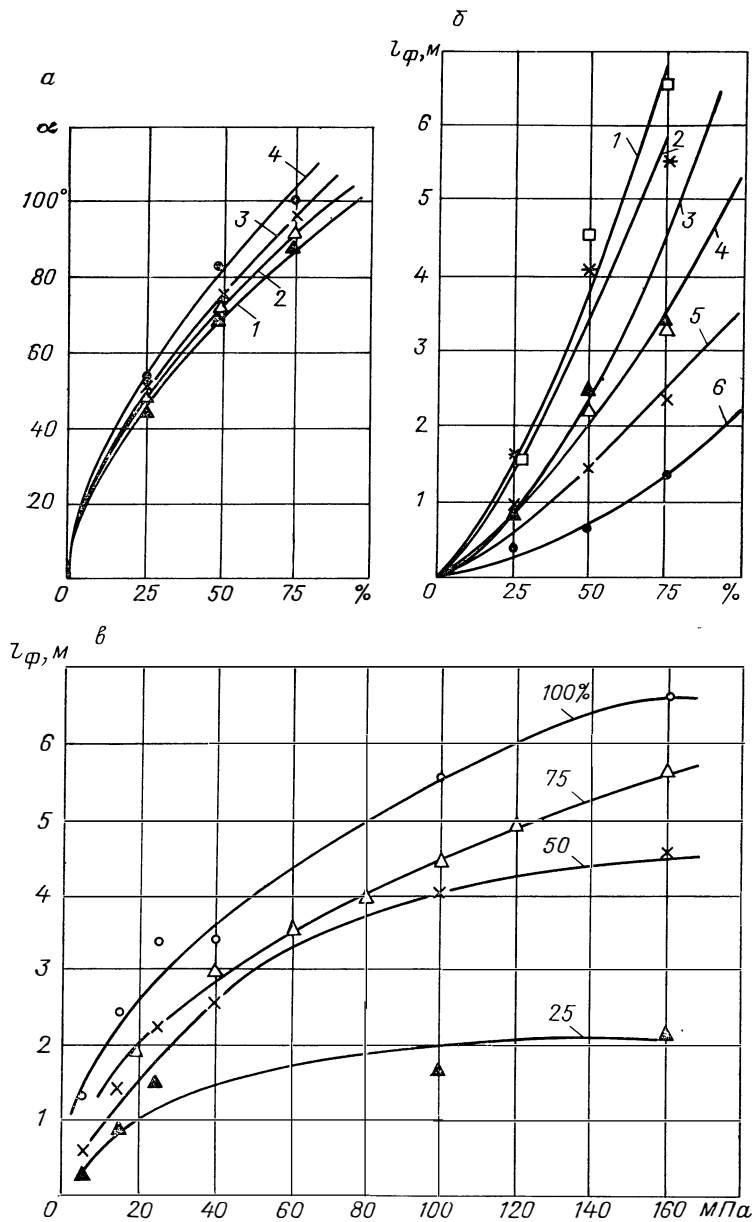


Рис. 1.18. Зависимость угла раскрытия (а) и длины факела (б) от открытия сечения (%) регулируемой форсунки и давления (в).  
 Давление, МПа: 1 — 15,7; 2 — 9,8; 3 — 3,93; 4 — 2,45; 5 — 1,47; 6 — 0,9.

## 1.12. Расчет центробежных форсунок

Предлагаемая методика расчета применима как к регулируемым, так и к нерегулируемым конструкциям центробежных форсунок при истечении нефтепродуктов и воды. Для нерегулируемых форсунок расчет упрощается, так как для них  $A_{\text{рег}} = A$ ,  $d_3 = 0$  и  $h_{x.3} = 0$ .

**Исходные данные.** Расход форсунки  $G$ , кг/с; марка мазута; температура мазута перед форсункой  $t_m$ , К; плотность мазута  $\rho_m$  (при  $t_m$ ), кг/м<sup>3</sup>; вязкость мазута  $\nu_m$  (при  $t_m$ ), м<sup>2</sup>/с; давление мазута перед форсункой  $\Delta p$ , МПа; угол раскрытия факела  $\alpha_f$ , градусы; число входных каналов  $n_k$ .

**Выбор оптимальных соотношений конструктивных размеров форсунок.** Оптимальное значение геометрической характеристики форсунки  $A$  определяется в зависимости от заданного угла раскрытия факела  $\alpha_f$  по зависимости Г. Н. Абрамовича (рис. 1.13, б). Степень изменения сечения проходных каналов  $m = F_c/F_{\text{вх}}$  определяется, по С. Ф. Умарову, из выражения

$$m = G^{-0,25}, \quad (1.105)$$

соотношение  $c = D_{x.3}/d_c$  имеет вид

$$c = A/m. \quad (1.106)$$

Эффективная геометрическая характеристика форсунки по З. И. Геллеру и М. Я. Морошкину находится по формуле

$$A_3 = \frac{1}{1/A + (\lambda/2)(c - 1)}, \quad (1.107)$$

где  $\lambda = 25,8/[(\lg \text{Re})^{2,58} - 2]$ .

**Расчет основных геометрических размеров.** Определяем по рис. 1.13, б значение теоретического коэффициента расхода  $\mu_0$ , соответствующее значению  $A_3$ . Сечение выходного сопла

$$F_c = G/(\mu_0 \rho_m^\omega), \quad (1.108)$$

где  $\omega$  — теоретическая скорость истечения из сопла.

Диаметр сопла

$$d_c = \sqrt{(4/\pi) F_c}. \quad (1.109)$$

При расчете многосопловых форсунок эквивалентный диаметр сопла определяется из выражения

$$d_{c. \text{ экв}} = \sqrt{4 F_{c. \text{ общ}}/(\pi n_c)}, \quad (1.110)$$

где  $F_{c. \text{ общ}}$  — сечение сопла форсунки, соответствующее полному расходу при односопловом исполнении.

Сечение входных каналов

$$F_{\text{вх}} = F_c/m. \quad (1.111)$$

Эквивалентный диаметр входных тангенциальных каналов

$$d_{\text{вх. экв}} = \sqrt{4 F_{\text{вх}}/(\pi n_k)}. \quad (1.112)$$

Ход золотника  $h_{x.3}$  выбирается в зависимости от расхода в пределах 4—8 мм. Длина тангенциальных каналов  $h$  выбирается равной ходу золотника:  $h = h_{x.3}$ . Ширина тангенциальных каналов

$$b = \pi d_{\text{вх. экв}}^2/(4h). \quad (1.113)$$

Диаметр камеры завихривания

$$D_{x.3} = cd_c. \quad (1.114)$$

Угол конуса  $\kappa$  на входе в сопло

$$\operatorname{tg}(\kappa/2) = (D_{\kappa.3} - b - d_c)/(2h). \quad (1.115)$$

Диаметр конического золотника

$$d_3 = h_{\kappa.3} d_c / h. \quad (1.116)$$

**Поверочный расчет расходных характеристик.** Изменение геометрической характеристики регулируемой форсунки в процессе регулирования  $A_{\text{рег}}$  определяется для различных нагрузок (обычно 100, 70, 50 и 30 %) по выражению (1.103). В зависимости от  $A_{\text{рег}}$  для тех же нагрузок определяется значение теоретического коэффициента расхода. Действительное значение коэффициента расхода

$$\mu_d = m \mu_0. \quad (1.117)$$

Расход форсунки для каждой нагрузки

$$G_i = \mu_d \rho_M [\pi (d_c^2 - d_3^2)/4] \omega. \quad (1.118)$$

**Расчет дисперсионных характеристик.** Расчет производится для тех же нагрузок по выражениям: толщина пленки

$$\delta = 0,28 \mu_d \sqrt{d_c^2 - d_3^2}; \quad (1.119)$$

медианный диаметр капель

$$d_m = K_\delta \delta (\delta \omega / \nu)^{-0,65}; \quad (1.120)$$

среднее значение  $K_\delta$ : для нефтепродуктов, нерегулируемые форсунки — 100; то же, регулируемые — 180; для воды, нерегулируемые форсунки — 270; то же, регулируемые — 620.

Средний диаметр при коэффициенте распределения капель по фракциям, равном 2,

$$d_{\text{ср}} \approx 1,2 d_m; \quad (1.121)$$

максимальный диаметр капель

$$d_{\text{max}-100} \approx 1,732 d_{\text{ср}}. \quad (1.122)$$

### 1.13. Некоторые вопросы организации сжигания мазута

Физическая схема горения неподвижной капли полностью испаряющегося топлива обычно представляется в следующем виде. Капля окружена окисляющей средой, имеющей температуру выше температуры самовоспламенения топлива. На первом этапе капля нагревается, частично газифицируется, а затем, после достижения температуры испарения, начинается процесс испарения. Из окружающей среды через пары топлива кислород начинает диффундировать к капле. Вокруг нее образуется парогазообразная горючая смесь, которая и воспламеняется. В результате горения паров топлива температура окружающей среды повысится, следствием чего будет увеличение подвода теплоты к капле, а следовательно, и интенсивности испарения. Установившийся режим горения наступит, когда будут уравновешены два процесса: испарение, в результате которого образуется определенное количество паров топлива, и диффузия, обеспечивающая подвод соответствующего количества кислорода, необходимого для сгорания образовавшихся паров топлива. Если процесс диффузии кислорода в зону горения

идет медленнее, чем процесс испарения, то время горения определяется временем диффузии. В случае, когда испарение капли идет медленнее диффузии кислорода, время горения определяется временем испарения топлива. Таким образом, горение полностью испаряющегося жидкого топлива есть горение его паров, и с этой точки зрения оно определяется гомогенным химическим процессом. Испарение топлива зависит, в частности, от условий теплообмена. Физические процессы (испарение, теплообмен, смесеобразование и др.) являются главными при горении распыленного жидкого топлива, и химические реакции горения управляются физическими параметрами.

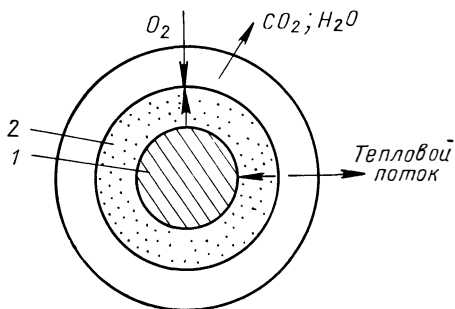


Рис. 1.19. Схема горения капли мазута.

Известны схемы выгорания жидкого топлива со свободной поверхности и схемы горения капли. В частности, Г. А. Варшавский [1945 г.] горение неподвижной капли рассматривал по диффузионной теории (рис. 1.19). Каплю 1 окружает слой пара 2, в районе внешней поверхности которого происходит горение. В слой горения снаружи диффундирует кислород, а от слоя наружу — продукты горения. Скорость сгорания определяется скоростью испарения топлива, которая зависит от условий теплоподвода к поверхности капли от окружающей среды. Принимается, что скорость сгорания образовавшихся паров относительно велика и не лимитирует процесс горения. Подвод теплоты к капле осуществляется как теплопроводностью, так и излучением.

Время горения капель полностью испаряющегося топлива пропорционально квадрату их начального радиуса. Крупные капли сгорают значительно медленнее мелких. Таким образом, в процессе сжигания распыленного жидкого топлива размер капель играет важную роль. Наиболее крупные капли определяют время полного сгорания топлива, а следовательно, и уровень теплового напряжения топочного объема. С увеличением плотности топлива и теплоты испарения время горения возрастает; при постоянном значении температуры капли и при возрастании температуры среды скорость горения (и испарения) увеличивается.

Однако горение движущихся капель мазута в воздушном, а затем в газозвушном потоке с ограниченным избытком (или даже недостатком) воздуха существенно отличается от описанного выше горения неподвижных капель полностью испаряющегося топлива в объеме горячего воздуха при  $\alpha \rightarrow \infty$ . В отличие от описанной схемы процесс горения капли мазута условно следует представить, например, следующим образом. Капля мазута вылетает из форсунки под определенным углом к оси воздушного потока. Скорость

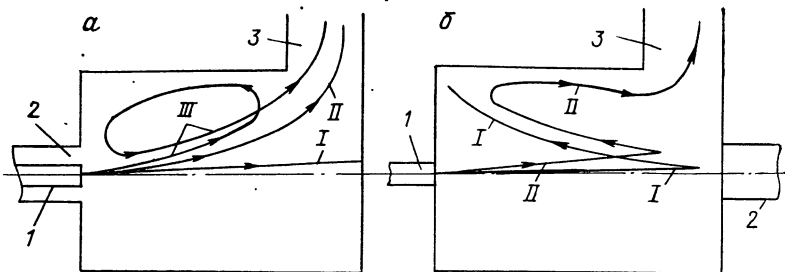


Рис. 1.20. Вид траектории капли в прямоточной (а) и противоточной (б) топках.

1 — форсунка; 2 — ввод воздуха; 3 — отвод продуктов горения. Капля: I — крупная, II — средняя, III — мелкая.

относительного движения капли определяется не только конструкцией форсунки и параметрами топлива, но и разгоном (или торможением) капли газовоздушным потоком. Обгон воздушного потока каплями тем сильнее, чем они крупнее, меньше их коэффициент сопротивления, больше разность плотностей топлива и воздуха (или газовоздушной смеси). Вследствие вторичного дробления капель дальнейшая траектория их осколков будет изменена. Мелкие капли будут, видимо, двигаться с газовоздушным потоком, увлекаясь им, а более крупные нераздробленные капли, обладающие повышенной инерцией, будут либо «скользить» относительно газовоздушного потока, либо «выпадать» из него. Вследствие изложенных причин можно, по-видимому, согласиться с траекториями капель в «прямоточной» и «противоточной» топках, предложенными Ф. К. Велижевым [1966 г.] и показанными на рис. 1.20.

При движении в горячем воздухе или в газовоздушном потоке капли мазута прогреваются, легкие фракции топлива испаряются и сгорают, в первом приближении, по квадратичному закону, аналогично каплям полностью испаряющихся топлив. Но содержащиеся в мазуте высокомолекулярные соединения в виде карбенов, карбонидов, асфальтенов и смол, составляющие так называемый коксовый остаток, выгорают значительно дольше. Последовательность процессов при горении тяжелых жидких топлив, предложенная В. Я. Гилодом [1973 г.], показана на рис. 1.21. Все это и определяет общее увеличение длительности горения этих капель по сравнению с каплями более легких топлив того же диаметра. Вследствие этого мазутный факел длиннее, чем факел газообразного или жидкого (полностью испаряющегося) топлив. Длина мазутного факела может быть определена, например, как расстояние от среза форсунки до участка факела, где сумма потерь от химической и механической неполноты сгорания составляет 0,5 % — значение, примерно соответствующее погрешности применяемых методов определения  $q_3$  и  $q_4$ .

Обычно неполнота сгорания сказывается в присутствии газообразных ( $\text{CO}$ ,  $\text{H}_2$ ,  $\text{CH}_4$ ) и твердых (сажа) продуктов. Соотношение

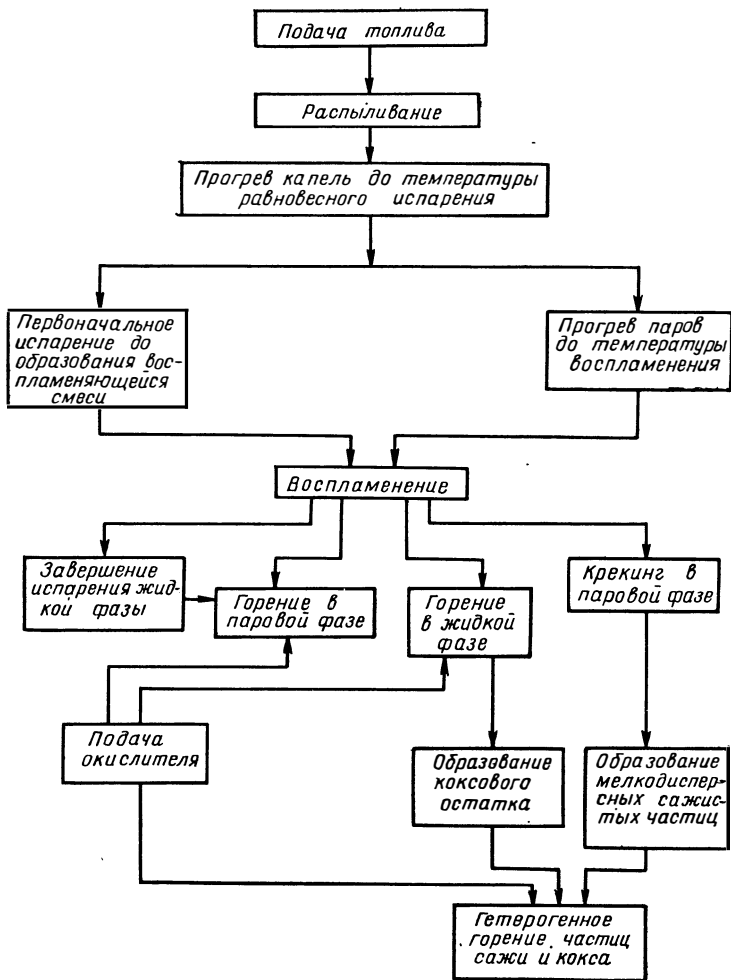


Рис. 1.21. Последовательность физико-химических процессов при горении мазута.

между газообразными и твердыми продуктами неполного сгорания мазутных капель зависит от их размера. Действительно, с увеличением диаметра капель уменьшается их относительная активная поверхность, ухудшаются условия для прогрева, испарения и газификации капель и замедляются процессы термического и окислительного крекинга высокомолекулярной части мазута. Все это ухудшает условия выгорания коксового остатка. Отсюда можно сделать вывод, что выгорание мелких капель будет сопровождаться выделением меньшего количества твердых и большего — газообразных продуктов, чем у крупных капель мазута. Это подтверждается лабораторными исследованиями С. С. Охотникова [1967 г.],

который показал, что горение мелких капель протекает с выделением в основном газообразных продуктов неполного сгорания. Напротив, крупные капли в тех же условиях выгорают лишь частично, в результате чего после их сгорания получается значительное количество остаточного кокса.

С этих позиций целесообразно переформировать спектр капель таким образом, чтобы образовывались мелкие капли, сгорающие с минимальным количеством коксового остатка. Этой цели можно достичь за счет упомянутого выше эффекта вторичного дробления капель мазута.

На основании результатов экспериментального исследования вторичного дробления капель М. С. Волынский получил критериальное уравнение

$$\rho_r u_0^2 d_k / \delta = D_{др}, \quad (1.123)$$

где  $\rho_r$  — плотность окружающей каплю среды;  $d_k$ ,  $\sigma$  — размер и поверхностное натяжение капли;  $u_0$  — относительная скорость движения капли;  $D_{др}$  — критерий деформации (дробления).

Критерий дробления равен 10,7 в момент начала раздробления капли и 14 при полном дроблении всех капель размера  $d_k$  на множество мелких частиц. Последний режим М. С. Волынский рассматривается как режим распыливания, при этом образующийся спектр частиц тем мельче, чем больше критерий  $D_{др}$ . Режим дробления сохраняется при всех  $D_{др} > 14$ . Физическая причина распада капли заключается в том, что деформация ее достигает так называемой критической фазы, соответствующей резкому изменению формы, благодаря чему капля становится неустойчивой относительно малых возмущений, в процессе развития которых происходит распад ее на отдельные частицы. Указанные выше значения критерия  $D_{др}$ , равные 10,7 и 14, соответствуют значениям критической фазы деформации на нижнем и верхнем пределах устойчивости. На основании формулы (1.123) можно определить критическое значение относительной скорости:

$$u_{0кр} = \sqrt{\sigma D_{др} / (\rho_r d_k)}. \quad (1.124)$$

Расчеты, проведенные для максимальных размеров капель 0,25—3 мм, показывают, что вторичное дробление капель может иметь место практически в любом режиме работы горелки. При повышении давления распыливания, сопровождающемся увеличением скорости истечения мазута из форсунки, значение минимальной среднерасходной скорости воздушного потока, при которой полностью дробятся капли заданного размера, при одних и тех же  $d_k$  и  $u_{0кр}$  увеличивается, достигая, например, для  $d_k = 1$  мм  $w_{\min} = 60,8$  м/с при  $v_k = 50$  м/с против 34,6 м/с при  $v_k = 13$  м/с. В реальных условиях это может привести к тому, что при увеличении давления распыливания выше 1,5—1,8 МПа, когда влияние давления на размер капель относительно мало, горение мазута может заметно ухудшиться. Подобное было замечено в процессе экс-

платации и испытаний котлов ПК-10 и ТГМ-84 при распыливании подогретых до  $\sim 400$  К мазутов марок 100 и 200 форсунками с расходом 0,4—0,8 кг/с. Расчетные значения максимального размера капли мазута в различных режимах работы колебались от 1 до 2 мм, а среднерасходная скорость воздушного потока достигала 35—40 м/с. В этих условиях неоднократно было замечено ухудшение процесса горения, удлинение факела и потемнение дыма при увеличении давления мазута выше 2 МПа. По-видимому, полученный эффект как раз и объясняется рассмотренным выше увеличением значения  $\omega_{\min}$  с повышением давления распыливания, вызывающим переход из области активного вторичного дробления капель (значения критерия  $D_{кр} > 14$ ) в область со сниженными значениями критерия дробления ( $D_{др} < 10,7$ ). Но надо учесть, что не все капли размера  $d_k$  подвергаются дроблению. Это связано с тем, что время их деформации может оказаться больше времени, необходимого для увлечения капли воздушным потоком.

Следует иметь в виду, что условия для возрастания размеров капель особенно благоприятны при увеличении единичной мощности форсунок, а также при работе котлов с частичными нагрузками. В первом случае капли увеличиваются за счет увеличения геометрических размеров форсунок, а во втором — за счет уменьшения давления мазута. В то же время необходимо, чтобы и при этих условиях топливо успевало полностью сгорать в топочном объеме. Поэтому следует знать максимально допустимый диаметр, при котором капля успевает в наихудших условиях практически полностью выгореть в топке при минимальных избытках воздуха. Для определения максимально допустимого диаметра требуется, чтобы суммарное время сгорания капли топлива  $\Sigma\tau$  не превышало времени ее пребывания в объеме топки  $\tau_{пр}$ . Полное время горения мазутных капель

$$\Sigma\tau = \tau_{воспл} + \tau_{ж} + \tau_{к.о}, \quad (1.125)$$

где  $\tau_{воспл}$  — время воспламенения;  $\tau_{ж}$  — время горения жидкой фазы;  $\tau_{к.о}$  — время горения коксового остатка.

По данным Б. Л. Жаркова [1962 г.], время воспламенения мазутных капель размером 0,5—1,5 мм при сжигании их в потоке воздуха, нагретого до 1120 К и движущегося со скоростью около 3 м/с, составляет примерно 0,3—0,5 с. Время горения жидкой фазы  $\tau_{ж} = d_{\max}^2 / K_r$ , где  $d_{\max}$  — максимальный диаметр,  $K_r$  — константа горения. По данным Ф. К. Велижева [1966 г.],  $K_r = 0,5$  мм<sup>2</sup>/с. Время выгорания коксового остатка мазутных капель размером 0,5—1,5 мм лежит в пределах 0,4—0,5 с. Принимая  $\tau_{воспл} = 0,4$  с,  $\tau_{к.о} = 0,45$  с, получаем

$$\Sigma\tau = 2d_{\max}^2 + 0,85. \quad (1.126)$$

Время пребывания капли топлива в объеме топки не может быть определено однозначно для всех капель топливного факела, так как они движутся по разным траекториям. Наиболее просто величина  $\tau_{пр}$  определяется для капель, траектории движения которых сов-



падают с осью топки и, следовательно, с общим направлением движения продуктов горения. В этом случае

$$\tau_{\text{пр}} = \psi V_{\text{T}}^r / Q_{\text{с}} = H_{\text{T}}^r / \omega_{\text{ср}}, \quad (1.127)$$

где  $\psi$  — коэффициент заполнения топки;  $V_{\text{T}}^r$  — объем топки выше уровня горелок;  $Q_{\text{с}}$  — секундный расход газа.

Подставив (1.126) и (1.127) в (1.125), получим

$$d_{\text{max. доп}} \leq \sqrt{0,5 (H_{\text{T}}^r / \omega_{\text{ср}} - 0,85)}. \quad (1.128)$$

Таким образом, из условия полного сгорания топлива определяется максимально допустимый размер капли; в качестве примера на рис. 1.22 приведена кривая, характеризующая необходимое качество распыливания топлива при сжигании в топке типового блочного газомазутного котла ТГМ-94. Накладывая на нее кривые, характеризующие качество распыливания мазута штампованными центробежными форсунками различных типоразмеров в требуемом для блочных котлов диапазоне нагрузок 100—30 %, получаем область регулирования для разных форсунок применительно к данному топочному устройству. Как видно из рис. 1.22, с повышением единичного расхода форсунок область регулирования сокращается. Подобные данные, полученные по другим котлам, в частности по ТГМП-114 для блоков 300 МВт, показывают, что с переходом на высоконапряженные топки требования к качеству распыливания возрастают.

Необходимо учитывать, что нераздробленные, относительно крупные капли, находясь в восходящем потоке газа, будут перемещаться в топке со скоростью, значительно меньшей скорости газового потока и равной разности между скоростью газового потока и равновесной скоростью падения капель (скоростью витания). Таким образом, время пребывания капель в реакционном объеме окажется тем больше, чем больше размер капель. Это подтверждается результатами сопоставления равновесной скорости падения капель в газе соответствующего состава и температуры со скоростью движения продуктов горения мазута в топке. Следует заметить, что равновесная скорость движения горящих капель может быть определена лишь приближенно, поскольку в настоящее время влияние тепло- и массообмена на аэродинамическое сопротивление движущихся тел изучено недостаточно. Известно лишь, что это влияние проявляется слабо.

По представлениям Д. Б. Сполдинга, испарение жидкости с поверхности капли вызывает уменьшение ее коэффициента сопротивления. Такое уменьшение для капель мазута будет частично компенсироваться увеличением их начального диаметра вследствие нагревания. Поэтому суммарный эффект воздействия капель мазута размером 1—2 мм на коэффициент их аэродинамического сопротивления вряд ли может оказаться сколь-нибудь существенным. Как показали опыты Д. К. Дженкинса [Jenkins D. C., 1961 г.], значения коэффициента сопротивления капель практически не от-

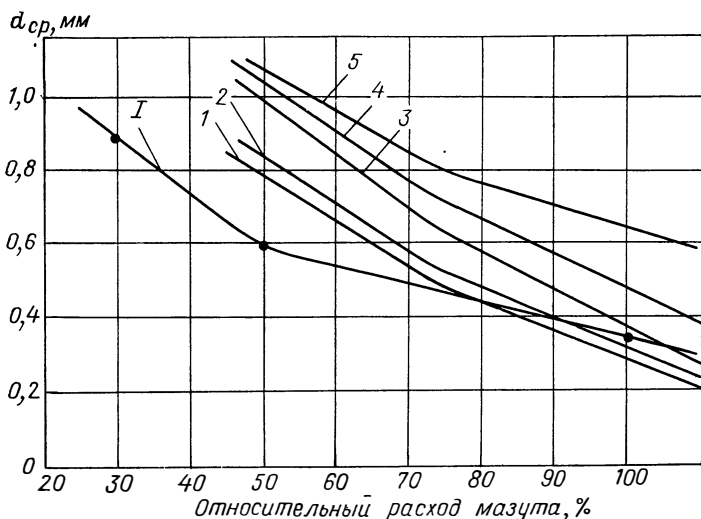


Рис. 1.22. Сопоставление фактических и допустимых диаметров мазутных капель.

*I* — кривая, характеризующая необходимое качество распыливания мазута при сжигании в топке котла ТГМ-94 с тепловым напряжением топочного объема 220 кВт/м<sup>3</sup>; 1—5 — кривые, характеризующие качество распыливания штампованными форсунками с номинальным расходом (при давлении 1,96 МПа) соответственно 2,22; 1,39; 1,11; 0,83 и 0,50 кг/с.

личаются от соответствующих значений коэффициента сопротивления шаров, если числа Рейнольдса, отнесенные к размеру капли, не превышают 250—300.

Расчеты равновесной скорости падения капель, проведенные для температуры топочного газа  $\sim 1670$  К, показали, что для каплей диаметром 2 мм и более она близка к средней направленной вверх скорости движения газа в топках существующих котлов составляющей 10—15 м/с. Это значит, что крупные капли, диаметром 2 мм и более, практически не будут увлекаться газовым потоком в направлении его поступательного движения.

Если бы такие капли не выгорали, то время их пребывания в топке могло быть сколь угодно большим. В действительности по мере выгорания крупные капли будут все более увлекаться газовым потоком, пока, наконец, их скорость не приблизится к скорости потока.

На основании известных результатов промышленных исследований полноты сжигания мазута в малонапряженных топочных камерах при сравнительно грубом его распыливании можно прийти к выводу, что аэродинамика топок существующих котлов, как правило, обеспечивает необходимое соответствие между фактическим временем пребывания в топке крупных нераздробленных и не подвергающихся разрыву при сгорании капель мазута и временем, необходимым для их полного сгорания. Особенностью сгорания мазута в топке, оборудованной мощными горелками и форсунками с большим расходом, является весьма неравномерное распределе-

ние фракционного состава топлива по высоте реакционного объема. В нижней высокотемпературной части топки сосредоточиваются наиболее крупные капли. Выпадение их из периферийных областей факелов отдельных горелок приводит к заполнению топливом тех зон топки, которые остаются обычно незаполненными при использовании горелок с малым и средним расходом.

Условия воспламенения и выгорания крупных капель, находящихся в нижней высокотемпературной области реакционного объема топки и обдуваемых потоком газа с относительно большим содержанием кислорода при повышенных числах Рейнольдса (порядка 50—100), являются более благоприятными, чем условия их горения в лабораторных опытах, отдельные результаты которых были рассмотрены выше. Поэтому времена воспламенения и выгорания основной массы жидкой фазы таких капель в топке должны быть существенно ниже значений, установленных Б. Л. Жарковым [1962 г.].

Условия выгорания коксового остатка крупных капель в топке будут, очевидно, менее благоприятными, чем условия выгорания его в нагретом воздушном потоке, и, следовательно, время полного сгорания окажется больше. Однако так как разница времен выгорания коксового остатка капель различных размеров (например, 0,5—1,5 мм) очень невелика, не следует ожидать, что переход от форсунок малого и среднего расхода к форсункам большого расхода повлечет за собой существенное возрастание доли механической неполноты сгорания топлива в общем балансе топочных потерь.

Использование рассмотренных выше закономерностей вторичного дробления капель позволяет утверждать, что оно способствует переформированию спектра капель и переходу значительной доли крупных капель в более мелкие. Это значит, что при увеличенных скоростях воздушного потока механическая неполнота сгорания должна быть ниже, чем при пониженных скоростях, а химическая—наоборот (при прочих равных условиях). Последнее подтверждается экспериментальными данными Башкирэнерго. Таким образом, наличие вторичного дробления капель изменяет характер выгорания распыленного мазута и способствует более полному сгоранию топлива. Кроме того, с учетом вторичного дробления капель можно дать дополнительное объяснение отмеченному выше факту низких значений механической неполноты сгорания при использовании форсунок с большим расходом. Что касается химической неполноты сгорания, то и она не должна быть значительной при избытках воздуха более 5—10 % в силу того, что интенсивное перемешивание паров крупных капель с газовой воздушным потоком, движущимся с относительно высокой скоростью, обеспечивает возможность их быстрого сгорания в непосредственной близости от капель. Однако по мере снижения избытка воздуха испарение крупных капель, выпавших из газовой воздушных факелов отдельных горелок, будет происходить в тех зонах топки, где кислорода может оказаться недостаточно для полного окисления выделяющихся паров.

Эти зоны могут быть относительно большими, в связи с чем перемешивание образующегося в них избыточного горючего газа с газом, содержащим избыточной кислород, будет затруднительным.

#### 1.14. Сжигание мазута с малыми избытками воздуха

Сжигание высокосернистых мазутов с малыми  $\alpha$  характеризуется уменьшенным объемом продуктов горения, что позволяет при постоянных топочных потерях повысить КПД котлов.

При освоении этого способа появились и новые задачи, связанные как с подготовкой и распыливанием мазута, так и с совершенствованием топочно-горелочных устройств. Некоторые результаты исследований, разработок и внедрения рекомендаций по расчету и изготовлению мазутных подогревателей и центробежных механических форсунок, обеспечивающих качественное распыливание топлива перед сжиганием с малыми избытками воздуха, изложены в работах А. К. Внукова [1966 г.], Н. И. Верховского, Г. К. Красносолова, Е. В. Машилова и Л. М. Цирульникова [1970 г.], Л. М. Цирульникова и З. И. Геллера [1974 г.], В. А. Спейшера и А. Д. Горбаненко [1976 г., 1982 г.].

При сжигании сернистого мазута в топке с большим числом горелок очень важно правильно пропорционировать в каждой из них топливо и воздух, особенно при малых  $\alpha$ . Неравномерное пропорционирование приводит к появлению локальных зон с  $\alpha < 1$  и, как следствие, к неполному сгоранию топлива.

Если равномерного распределения топлива по форсункам добиться сравнительно просто, то равномерное пропорционирование воздуха встречает значительные трудности. Уменьшение неравномерности распределения топлива по воздуху наступает при уменьшении числа горелок. Использование относительно малого числа мощных горелок позволяет повысить стабильность рабочих характеристик форсунок за счет облегчения их температурного режима, упростить эксплуатацию и ремонт горелочных устройств, облегчить автоматизацию процесса горения (особенно при индивидуальном регулировании соотношения топливо—воздух), уменьшить стоимость горелок, системы автоматики и котла в целом, упростить наладку процесса горения в режиме сжигания мазута и газа с малыми избытками воздуха.

Анализ возможностей использования различных способов контроля за топочным процессом показал, что нашедшие широкое распространение отечественные конструкции химических, хроматографических и парамагнитных газоанализаторов могут обеспечить в длительной эксплуатации контроль за  $\alpha$  с погрешностью до  $\pm 0,02$ . Отсюда следует целесообразность организации топочных режимов со средним значением  $\alpha = 1,02 \div 1,03$ . С такими избытками воздуха работают многие котлы на Уфимской ТЭЦ № 3, Омской ТЭЦ № 3, Стерлитамакской ТЭЦ, Костромской, Ириклинской ГРЭС и др. По мере совершенствования средств контроля

и автоматизации топочного процесса можно ожидать, что будут освоены режимы полного сжигания мазута с  $\alpha = 1,005 \div 1,01$ .

Обобщение известных данных показывает, что малые  $\alpha$  могут быть достигнуты без значительной неполноты сгорания на многих типах котлов. Почти все испытанные конструкции, мощности и компоновки горелок как на пылеугольных котлах с умеренным тепловым напряжением (до 190 кВт/м<sup>3</sup>), переведенных на сжигание высокосернистого мазута и газа с малыми избытками воздуха, так и на специализированных газомазутных котлах с тепловым напряжением топочного объема до 600 кВт/м<sup>3</sup> обеспечивают практически полное сгорание.

Большой интерес представляет опыт сжигания сернистого мазута под наддувом в бесприсосной топке котла ТГМП-324 энергоблока 300 МВт. На фронтальной и задней стенах топки в два яруса встречно смонтировано 16 газомазутных горелок с расходом по 1,3 кг/с. Горелки двухпоточные. Соотношение расходов воздуха в периферийном и внутреннем потоках составляет 70 : 30. Высота топки 35,3 м, размеры в плане 15,17 × 7,04 м. Экраны сварные, газоплотные из цельнотянутых плавниковых труб  $\varnothing 32 \times 6$  мм. С. А. Казаровым и С. Я. Михайловым [1974 г.] описывается опыт работы котла под наддувом (без дымососов) в течение 11,8 тыс. ч. При коэффициенте избытка воздуха 1,02—1,03 и нагрузке 50—100 % потери теплоты от химической и механической неполноты сгорания находятся в пределах 0,1—0,2 %. В переходных режимах топочные потери возрастают из-за неработоспособности проектной схемы автоматики горения при малых избытках воздуха. Допустимая степень неравномерности распределения по горелкам топлива и воздуха — соответственно  $\pm 2$  и  $\pm (3 \div 5)$  %, а по сторонам топки —  $\pm 0,5$  %. Увеличение неравномерности приводит к резкому повышению механической неполноты сгорания, тепловой неравномерности и общему тепловому перекоосу. Выравнивание избытков воздуха по сторонам топки различной загрузкой вентиляторов сопровождается перекосами температур по газовому тракту. Для регулирования тепловосприятий поверхностей нагрева предусмотрен ввод рециркулируемых газов в короб периферийного воздуха. Котел характеризуется повышенной потерей теплоты в окружающую среду, составляющей 0,4—0,5 % при полной нагрузке. Эти данные, видимо, еще не дают оснований утверждать, что ликвидация присосов в топке позволяет в значительной степени облегчить организацию полного сгорания мазута в режиме с малыми избытками воздуха. Такой же вывод можно сделать и по другим котлам, работающим под наддувом (в частности, БКЗ-420-140 НГМ).

Выбор оптимального расхода горелочных устройств для сжигания мазута с малыми избытками воздуха при умеренных его напорах определяется не только техническими характеристиками, но и суммарным экономическим эффектом, связанным с их применением как на существующих, так и на вновь создаваемых котлах с повышенными напряжениями топочного объема. Можно полагать, что при повышении видимого теплового напряжения топоч-

ного объема до  $600 \text{ кВт/м}^3$  и соответствующем уменьшении времени пребывания топлива в реакционном объеме роль возрастания скорости воздуха как фактора, способствующего достижению высокой полноты сгорания топлива при малых  $\alpha$ , станет особенно заметной. Вместе с тем результаты изучения степени завершенности процесса сжигания мазута со сниженными избытками воздуха по высоте топки свидетельствуют о том, что даже и при относительно небольшой скорости подачи воздуха в топку мощными горелками повышение ее объемной тепловой напряженности до  $460 \text{ кВт/м}^3$  не приводит к существенному возрастанию неполноты сгорания топлива, если средняя скорость газового потока в топке остается сравнительно небольшой.

Таким образом, можно прийти к выводу, что переход к мощным горелочным устройствам с форсунками большого расхода на существующих энергетических котлах с относительно низкими тепловыми напряжениями топочно-горелочного объема (до  $280 \text{ кВт/м}^3$ ) может быть осуществлен путем реконструкции топочно-горелочных устройств без существенного повышения затрат на дополнительное сжатие подаваемого в топку воздуха, так как время пребывания в топке не подвергающихся разрыву капель распыленной жидкости увеличивается по мере возрастания их размеров, приближаясь к времени, необходимому для полного сгорания топлива.

Возможности успешного применения мощных горелок в топках с повышенными форсировками при сжигании мазута с малыми  $\alpha$  основываются как на использовании эффектов, связанных с организацией высокоскоростных воздушных потоков, так и на достижении соответствия между организацией подачи воздуха в топку и характером подачи и распределения в ней распыленного мазута. Большие резервы в организации сжигания топлива с малыми  $\alpha$  связаны с подогревом мазута. Сжигание сернистого мазута марки 100 в топках котлов ТГМП-114 и ПК-41-1 показало, что при увеличении температуры мазута от  $400$  до  $540 \text{ К}$  (что соответствует уменьшению вязкости с  $\sim 30$  до  $\sim 1 \text{ мм}^2/\text{с}$ ) облегчается организация его сжигания с малыми  $\alpha$  и уменьшаются топочные потери, особенно механическая неполнота сгорания. Повышаются маневренность котла и надежность хвостовых поверхностей нагрева.

По-видимому, особое значение следует придавать компоновочному фактору. Именно компоновка горелок позволяет управлять размерами факела и расположением его в топке. По данным Башкирэнерго, встречная (на противоположных стенах) и угловая компоновки мощных горелок в топках с  $q_v$  до  $290 \text{ кВт/м}^3$  благоприятствуют практически полному сгоранию в режимах с малыми  $\alpha$  даже относительно грубо распыленного мазута с умеренными напорами и скоростями воздуха. При этом факел, как правило, концентрировался в центральной части топки, а в пристенных областях, характеризующихся несколько повышенными присосами холодного неорганизованного воздуха и относительно низкой температурой экранных труб, имелись лишь незначительные зоны горения, что мало отражалось на конечных результатах.

Наиболее перспективна в случае применения прямоточных горелок встречная компоновка. Являясь сами по себе недостаточно совершенными, они не позволяют эффективно организовать подготовительные стадии, в связи с чем топочные процессы развиваются на значительном расстоянии от амбразуры. Функции горелок в определенной степени передаются топке, в центре которой происходит удар двух встречных факелов. Этот удар позволяет сосредоточить процессы в высокотемпературном ядре. Как показал опыт, размерами ядра и всего видимого факела можно относительно легко управлять главным образом за счет изменения  $\alpha$ . Так, например, в процессе испытаний котла БКЗ-320-140 ГМ с  $q_v \approx 270$  кВт/м<sup>3</sup> и расстоянием 5,5 м между фронтальной и задней стенами, на которых располагались по четыре пары прямоточных горелок с расходом около 1,6 кг/с каждая, было установлено, что видимый факел концентрировался в средней части топки (около 50 % сечения), а длина его составляла около 5 м при  $\alpha = 1,04 \div 1,05$  и около 8 м при  $\alpha = 1,02 \div 1,03$ . Полученные на этом котле результаты существенно разнятся от полученных на таком же по конструкции соседнем котле, но отличающемся от описанного тем, что на фронтальной и задней стенках его было установлено встречно по пять двухпоточных горелок БКЗ с закручиванием 50 % воздуха. В этом случае топочные процессы развивались в непосредственной близости от амбразуры горелок, удара факелов отдельных горелок не наблюдалось. Роль топки сводилась в основном к дожиганию продуктов химической и механической неполноты сгорания, которое протекало, кстати, недостаточно интенсивно, в результате чего длина факела при  $\alpha = 1,05 \div 1,10$  достигала  $\sim 20$  м, а работа котла с малыми  $\alpha$  оказалась чрезвычайно затруднена. Рассмотренные данные являются иллюстрацией правильности выдвинутого выше тезиса о целесообразности использования встречной компоновки прямоточных горелок.

Однако на некоторых современных газомазутных котлах, например ТГМ-84, невозможно встречное или угловое расположение горелок, что определяется наличием двухсветного экрана, а также малым расстоянием между топкой и конвективной шахтой. На этих котлах горелки устанавливаются на фронтальной стене. Это серьезно сказывается на развитии и выгорании факела и создает значительно худшие, чем при встречной и угловой компоновке, условия для горения мазута. В результате оптимальное по условиям горения значение  $\alpha$  существенно возрастает. Например, если для котлов типов ТП-230 и ПК-10 с горелками конструкции Ф. А. Липинского  $\alpha_{\text{опт}}$  составляет 1,02—1,03, то для ТГМ-84 с такими же горелками  $\alpha_{\text{опт}}$  возрастает до 1,08, при этом систематически имеет место прямой направленный удар факела в задний экран и снижается надежность котла. Подобные трудности в той или иной степени наблюдались и в других случаях, когда имела место однофронтная компоновка мощных горелок. Вместе с тем по данным АТЭП однофронтная компоновка почти всегда определяет наиболее экономичные решения по расположению блочного оборудования на газомазут-

ных электростанциях. Кроме того, при однофронтовой компоновке создаются максимальные удобства обслуживания мазутных котлов.

Между тем за рубежом признано целесообразным приспособление формы факела к заданной форме топочной камеры, в связи с чем ее контур выполняют в последнее время таким образом, чтобы камера охватывала объем факела, получающийся при выбранном расположении горелок. Поэтому для создания правильной конструкции топочной камеры необходимы сведения о форме и размерах факела при разных нагрузках, избытках воздуха, различном расположении горелок и т. д. С учетом этого для заданного числа и типа горелок можно выбрать оптимальные конфигурации и размеры топочной камеры.

Если бы такой подход имел место и на отечественных котлостроительных заводах, идущих на увеличение единичной мощности и уменьшение числа газомазутных горелок как на необходимое условие эффективного сжигания мазута с малыми  $\alpha$ , легко было бы установить, что однофронтовая компоновка мощных горелок неприемлема для топков с относительно небольшой глубиной. Так, при горизонтальной компоновке горелок на котлах ТГМ-84 и -151 (глубина топки  $\sim 6$  м) длина горизонтального участка факела не должна быть больше глубины топки. В противном случае неизбежен удар факела в задний экран, что приводит не только к снижению надежности работы котла, но и к «замораживанию» реакций в части факела, стелющейся вдоль холодных экранов. Отсюда следует, что однофронтовая компоновка горелок большой мощности на котлах с указанной глубиной топки нежелательна. Анализ показал, что во избежание упомянутых явлений, имеющих место на котлах ТГМ-84 с 4 горелками среднего расхода около 2,1 кг/с и с 6 горелками — 1,4 кг/с, на этих котлах для сжигания мазута с малыми  $\alpha$  необходимо устанавливать 10—12 горелок (в зависимости от их конструкции) с единичным расходом около 0,8 кг/с. На котле ТГМ-151 число горелок снижается до 6, а на котлах БКЗ-120-100 ГМ и БКЗ-160-100 ГМ — до 4. Только в этом случае можно обеспечить на указанных котлах надежную работу экрана и экономичное сжигание мазута в режиме с предельно низкими  $\alpha$ , при котором длина факела увеличивается, а удар его в задний экран усиливается. В то же время при столь большом числе горелок весьма затруднительно в топках котлов ТГМ-84 и им подобных осуществлять наладку режима сжигания мазута с предельно низким избытком воздуха и автоматическое поддержание этого режима в длительной эксплуатации. Это значит, что однофронтовая компоновка мощных горелок в топке с небольшой глубиной и способ сжигания мазута с предельно низкими избытками воздуха взаимно исключают друг друга.

Вероятно, значительно лучший эффект мог бы быть получен при увеличении глубины топки с 6—7 до 8—9 калибров горелки. Однако в руководящих указаниях по выбору, расчету и проектированию газомазутных горелок для однофронтовой компоновки фигурирует глубина топков, равная 6—7 калибрам горелки, чего по



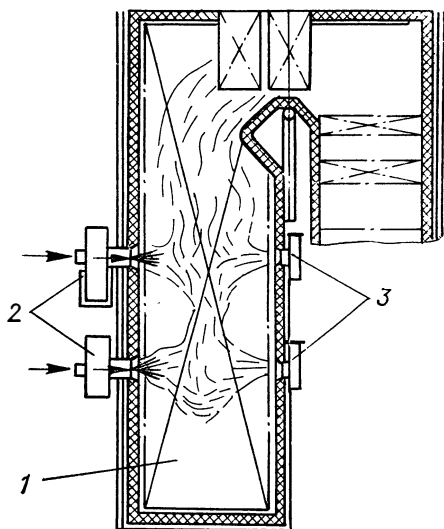


Рис. 1.23. Принципиальная схема топki с однофронтной компоновкой горелок и вводом встречного воздуха.

рассмотренным выше причинам явно недостаточно при большой единичной мощности и что противоречит выдвигаемому в этих указаниях требованию о недопустимости удара факела в ограждающие топку поверхности нагрева.

Большой интерес представляет способ предотвращения удара факела в задний экран, заключающийся в том, что в горелки подается только часть воздуха, необходимого для горения, а другая его часть выходит через встречно направленные амбразуры. Схема конструкции для реализации этого способа показана на рис. 1.23. Конструкция включает в себя камерную топку 1 с установленными на фронтальной стене горелками 2 и на задней — амбразурами 3, рас-

положенными встречно по отношению к горелкам. С помощью горелок в топку подается все топливо и часть воздуха. На выходе из горелок формируются потоки горячей топливовоздушной смеси. Навстречу им через воздушные амбразуры, расположенные строго по осевому направлению горелок, подается со скоростью 25 м/с или выше воздух в количестве не менее 10 % от поступающего в топку. Высокий скоростной напор воздушных встречных потоков создает в объеме топочной камеры интенсивное их соударение. Активное взаимодействие потоков воздуха с факелами горелок обеспечивается тем, что расстояние между выходными сечениями горелок и встречных амбразур не выходит за пределы 6—10 калибров топливовоздушной струи у корня факела. Результаты изучения эффективности данного способа на котле ТГМ-84/А с четырьмя горелками ХФЦКБ-ВТИ показали следующее: факел стал располагаться ближе к центру топki, что в большинстве режимов исключило взаимодействие с задним экраном; одновременно произошла разгрузка горелок и их воздухопроводов, благодаря чему их сопротивление снизилось вдвое; наконец, за счет перераспределения тепловой нагрузки между задним, фронтальным и потолочными экранами повысилось тепловосприятие настенного и потолочного пароперегревателей, обеспечившее номинальную температуру перегретого пара при сжигании мазута с малыми  $\alpha$  во всем диапазоне нагрузок  $D/D_0$  — от 1,05 до 0,62. Во всем диапазоне обеспечивается высокоэкономичная работа котла с малыми избытками воздуха: при  $\alpha = 1,02 \div 1,03$   $q_3 + q_4 \leq 0,3 \div 0,4$  %. Особенно важно то,

что резко облегчились процессы наладки режима сжигания с ма-  
лыми  $\alpha$ . Вследствие этого упростилось автоматизированное управ-  
ление данным котлом.

Описанный способ интенсификации топочных процессов на кот-  
лах с однофронтным расположением мощных горелок в совокуп-  
ности с рассмотренными выше преимуществами этой компоновки  
в части удобства эксплуатации, техники безопасности и стоимости  
оборудования позволяет существенно повысить их надежность  
и экономичность при сжигании высокосернистого мазута.

В последние годы находит распространение подовая компо-  
новка горелок. Работами ВТИ, ХФЦКБэнерго, Уралтехэнерго  
доказаны преимущества этой компоновки для топок с большой  
плотностью теплового потока, предназначенных для сжигания  
высокосернистых мазутов. Основные преимущества: более равно-  
мерное тепловосприятие по высоте экранов топки и соответственно  
пониженные значения максимальных локальных тепловых пото-  
ков на экраны нижней радиационной части; уменьшение темпера-  
турных разверок в сечении на выходе из топки, что повышает  
надежность пароперегревателей; отсутствие амбразур и разводок  
экранов в теплонапряженной части экранов, обуславливающее  
значительное увеличение их долговечности. В настоящее время  
эксплуатируется около 50 котлов с подовой компоновкой газомаз-  
зутных горелок. Единичная мощность подовых горелок на котле  
ТГМП-314 (263 кг/с) составляет 100 МВт, а на котле ТГМП-204  
(736 кг/с) — 170 МВт. На корпусе котла ПК-47 (88 кг/с) установ-  
лена одна горелка мощностью 270 МВт.

## ОСОБЕННОСТИ СЖИГАНИЯ ГАЗОВЫХ И ЖИДКИХ ТОПЛИВ

### 2.1. Состав продуктов горения и его изменение по длине факела

При исследовании процессов газообразования в топке общепринятым в настоящее время является экспериментальный подход.

Так как протекание реакций горения зависит от температуры факела, концентраций реагирующих компонентов и времени их взаимодействия в отдельных температурных зонах, то в первую очередь необходимо экспериментально изучать зависимости концентрации отдельных компонентов именно от этих факторов. В параметрической форме это можно записать следующим образом:

$$C_F = f(C_{x_F}, C_{O_2}, T_F, K_{\text{кон}}), \quad (2.1)$$

где  $C_F$  — концентрация одного из продуктов горения;  $C_{x_F}$  — концентрации исходных компонентов, влияющих на образование продукта  $F$ ;  $C_{O_2}$  — концентрация кислорода;  $T_F$  — температура факела;  $K_{\text{кон}}$  — конструктивный параметр, определяющий время пребывания реагирующих компонентов в отдельных температурных зонах.

Поскольку непосредственное использование зависимости (2.1) практически невозможно, а переход от (2.1) к более конкретным зависимостям может быть основан на выявлении четких взаимосвязей между концентрацией  $F$  и отдельными параметрами, определяющими величины, находящиеся в правой части выражения (2.1), необходимо предварительно обсудить вопрос о преимущественном влиянии отдельных параметров на  $C_F$ .

Видимо, в первую очередь нужно изучить влияние  $C_{O_2}$ , определяющей интенсивность как выгорания продуктов неполного сгорания (в частности, сажи\* бенз(а)пирена, сероводорода), так и образования противоположной группы продуктов (окислов азота и серного ангидрида). Поскольку в топочных процессах участвует не только воздух, подаваемый через горелки, но и большая часть присосанного воздуха, в качестве параметра, учитывающего влияние  $C_{O_2}$ , целесообразно использовать значение коэффициента избытка воздуха в конце топки  $\alpha_T$ .

\* Далее концентрация сажи обозначена  $C_c$ .

Одновременно, учитывая решающее влияние нагрузки на температурный режим в топке, необходимо изучить влияние относительной нагрузки  $D/D_0$  на концентрацию  $F$ .

Поскольку интегральное время пребывания газов в топке определяется ее объемной плотностью теплового потока  $q_v$ , влияние  $\alpha_t$  и  $D/D_0$  на  $C_F$  целесообразно изучать на котлах с различными значениями  $q_v$ .

Наконец, выгорание сероводорода, с одной стороны, и образование серного ангидрида — с другой, определяются исходными концентрациями  $H_2S$  и  $SO_2$ , которые зависят практически только от содержания серы в рабочей массе топлива  $S^P$ . Существенное влияние на концентрацию окислов азота оказывает содержание связанного азота в топливе  $N^P$ . Эти две характеристики топлива являются параметрами, без учета которых невозможно выявление закономерностей изменения  $C_{H_2S}$ ,  $C_{SO_3}$  и  $C_{NO_x}$ .

Результаты экспериментальных исследований САФ ВНИИпромага процессов сжигания различных газовых и жидких топлив на стендовых установках, в максимальной степени имитирующих горение в топочных камерах, иллюстрируются рис. 2.1—2.3. На начальном участке факела интенсивно выгорают углеводороды (например, к  $l_f/d_a = 0,3$  концентрация метана при сжигании газа снижается до 4—7 %, а при  $l_f/d_a = 1,5$  примерно до 0) и сероводород, начинается активное образование окиси углерода, водорода, сажи, бенз(a)пирена и других полициклических ароматических углеводородов (ПАУ). На участках с относительной длиной факела  $l_f/d_a = 0,6 \div 1,5$  калибра горелки при температурах 1650—1750 К концентрации продуктов неполного сгорания достигают максимума. При этих же температурах начинается активное образование серного ангидрида и воздушных окислов азота. Что касается топливных окислов азота, то они появляются на самом начальном участке факела, а затем их концентрация резко уменьшается, приближаясь к 0 при  $l_f/d_a = 2 \div 2,5$ . При  $l_f/d_a = 2 \div 3,5$  температура факела достигает максимума, к этому моменту завершается выгорание основной массы топлива ( $\geq 90$  %). В этой зоне достигает максимума концентрация  $SO_3$ , концентрация воздушных окислов азота составляет 0,5—0,7 от своего максимального значения, которое наступает через 1—2 калибра горелок после достижения  $T_{max}$ , а концентрации сажи и ПАУ уменьшаются до относительно стабильных (остаточных) значений.

Из рис. 2.1—2.3 видно, что по каждому компоненту локальные концентрации, измеренные по оси факела, и среднемассовые, определенные интегрированием по площади поперечного сечения с учетом изменения скоростей газового потока, близки между собой и удовлетворительно описываются одной и той же линией, поэтому анализ этих данных может проводиться совместно. Это говорит о том, что в исследованной области ( $l_f/d_a \geq 0,3$ ) происходит выравнивание концентраций и температур продуктов горения.

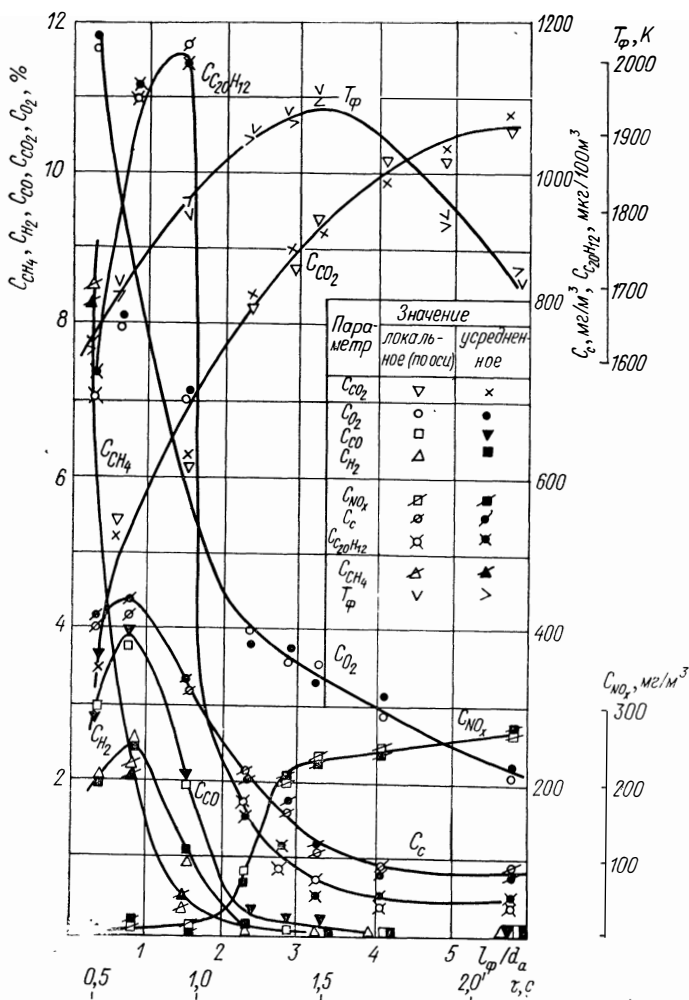


Рис. 2.1. Изменение концентраций продуктов горения и температуры по длине газового факела ( $\alpha_T = 1,10$ ,  $T_{max} = 1950$  К,  $q_V = 261$  кВт/м<sup>3</sup>).

Сопоставление приведенных данных показывает, что при сжигании газового конденсата ( $N^P = 0,02$  %) на начальном участке факела характер изменения  $C_{NO_x}$  такой же, как и при сжигании природного газа ( $N^P = 0$ ). При сжигании же мазута ( $N^P = 0,42$  %) и смесей его с газовым конденсатом ( $N^P \geq 0,19$  %) при температурах, близких к температуре продуктов горения газа, образуется на участке  $l_f/d_a < 1,3$  относительно высокий уровень  $C_{NO_x}$ , что, видимо, объясняется влиянием связанного азота топлива.

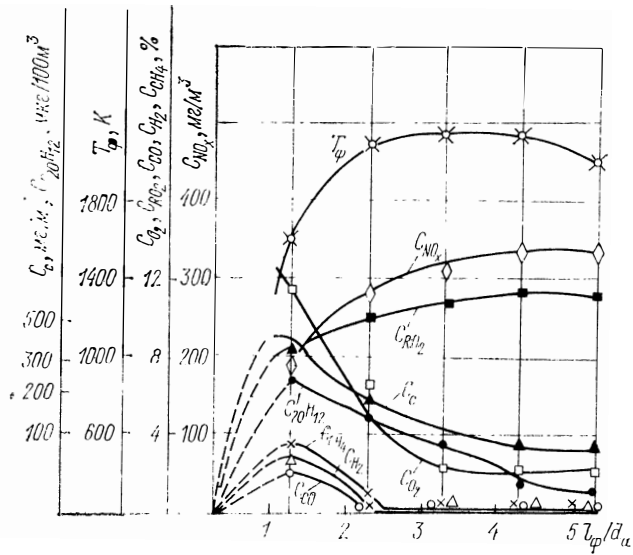


Рис. 2.2. Изменение концентраций продуктов горения и температуры по длине факела газового конденсата ( $N^P = 0,02\%$ ) при  $\alpha_T = 1,1$ .

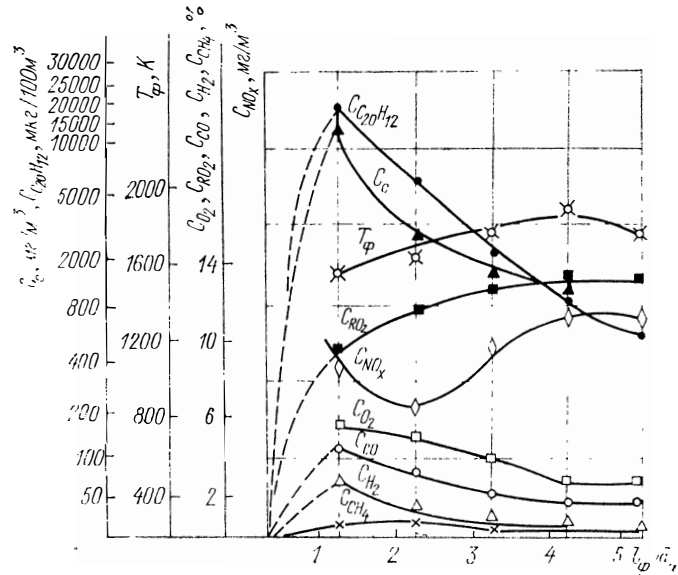


Рис. 2.3. Изменение концентраций продуктов горения и температуры по длине мазутного ( $N^P = 0,42\%$ ) факела при  $\alpha_T = 1,1$ .

Для выявления влияния  $N^P$  на  $C_{NO_x}$  проанализируем сравнительные данные, полученные при разных значениях  $T_\phi$  и  $\alpha_T$ . В этом случае различия в  $C_{NO_x}$  могут в первом приближении объясняться влиянием  $N^P$ . Результаты обработки полученных данных показывают, что наибольшее относительное влияние на  $C_{NO_x}$  имеет место при  $N^P < 0,3\%$ , а при  $N^P > 0,5\%$  его изменения дают незначительные относительные приращения  $C_{NO_x}$ . Следует также отметить, что влияние  $N^P$  на  $C_{NO_x}$  тем больше, чем меньше  $T_\phi$  и выше  $\alpha_T$ . Из представленных данных видно, что образовавшиеся на начальном участке окислы азота, преимущественно из азота топлива, частично разрушаются, а затем в зоне  $T_{max}$  начинается существенный рост  $C_{NO_x}$ , видимо, за счет окисления азота воздуха. Выполненный анализ полученных опытных данных показал, что на стабилизированном участке кривой  $C_{NO_x} = f(l_\phi/d_a)$  при  $l_\phi/d_a \geq 4,3$  увеличение  $C_{NO_x}$  за счет  $N^P$  может быть представлено в виде

$$C_{NO_x}^T = [1250(\alpha_T - 0,8)(N^P)^{0,9}(2 - 0,00077T_{max})]. \quad (2.2)$$

Использование выражения (2.2) дает отклонения от эксперимента в пределах  $\pm 15\%$  при  $\alpha_T = 1,02 \div 1,15$ ,  $N^P = 0,1 \div 1\%$ ,  $T_{max} = 1800 \div 2100$  К.

Сопоставление рассмотренных стендовых результатов с данными, полученными при сжигании мазута ( $N^P \approx 0,35\%$ ) в топке котла ТГМП-114 со встречной компоновкой горелок ЦКТИ-ТКЗ, показывает, что характер изменения  $C_{NO_x}$  по длине факела в обоих случаях одинаковый. Такой же характер имеет и кривая  $C_{NO_x} = f(l_\phi/d_a)$ , полученная при сжигании мазута ( $N^P \approx 0,3\%$ ) на аналогичном котле, топка которого реконструирована по схеме сжигания в низкотемпературном вихре (НТВ) ЛПИ. Из этих данных следует, что наличие азотсодержащих органических соединений приводит к практически мгновенному их разрушению с прямым выделением, в частности, окислов азота. Между тем выделившиеся окислы азота при взаимодействии с продуктами неполного сгорания активно восстанавливаются. Что касается последующих высокотемпературных участков факела, то здесь мы не видим существенных различий с картиной, имеющей место при сжигании природного газа, не содержащего связанного азота.

Аналогичные данные получены при сжигании мазута в топках котлов ТГМ-94 с однофронтной компоновкой горелок ХФ ЦКБэнерго и ТП-47 с подовой компоновкой таких же горелок.

Совокупность изложенных данных показывает, что топливные окислы азота, образуясь на самом начальном участке факела, видимо, восстанавливаются до азотсодержащих радикалов, которые в зависимости от состава среды в последующих участках факела могут либо окисляться вновь до NO, либо восстанавливаться до  $N_2$ .

Следует обратить внимание на то, что  $C_{C_{20}H_{12}}$  и  $C_c$  при стендовом сжигании жидких топлив значительно выше, чем при сжигании газа, причем с ростом плотности и вязкости топлива, отражающим увеличение в нем доли высокомолекулярных соединений, концентрации  $C_{20}H_{12}$  и сажи возрастают. Высокими оказались концентрации  $C_{20}H_{12}$  и в факелах упомянутых топок при сжигании мазута. Измерения бенз(а)пирена в непосредственной близости от горелок ( $l_{\phi}/d_a \approx 1,2$ ) котла ТГМП-114 с горелками ЦКТИ-ТКЗ показали, что максимум  $C_{C_{20}H_{12}}$  не превышает 500 мкг/100 м<sup>3</sup>.

На аналогичном котле, реконструированном для сжигания мазута в НТВ ЛПИ ( $T_{\max} \approx 1750$  К), определялось распределение  $C_{C_{20}H_{12}}$  в объеме топки. На относительном расстоянии от горелок  $l_{\phi}/d_a \approx 1,2$   $C_{C_{20}H_{12}}$  достигает  $10^7$  мкг/100 м<sup>3</sup>. По мере выгорания мазута уровень  $C_{C_{20}H_{12}}$  резко снижался, особенно на начальном участке, где градиент концентрации по длине факела достигал  $25 \cdot 10^4$  мкг/(100 м<sup>3</sup>·м). Если сравнить эти результаты с ранее рассмотренными стендовыми, то следует, что, несмотря на различия в условиях выгорания, максимум  $C_{C_{20}H_{12}}$  наблюдается на начальном участке факела. Это подтверждает, что  $C_{20}H_{12}$  — продукт пирогенетического разложения топлива и превращений промежуточных продуктов его горения именно на начальном участке. При  $l_{\phi}/d_a = (5 \div 6) C_{C_{20}H_{12}}$  во всех случаях измеряется сотнями микрограммов на 100 м<sup>3</sup>, а за котлом — обычно не более 20—30 мкг/100 м<sup>3</sup>.

Одновременно с бенз(а)пиреном в продуктах горения газовых и жидких топлив присутствуют другие ПАУ, в том числе и канцерогенные. В табл. 2.1 приведены результаты определения концентраций ПАУ по длине газового факела в режимах, характеризующихся изменением  $\alpha$  от 1 до 1,39, тепловой нагрузки от 0,67 до 1 (от номинальной, при которой объемная и поверхностная плотность теплового потока  $q_V = 667$  кВт/м<sup>3</sup> и  $q_F = 3,33$  МВт/м<sup>2</sup> соответственно, а расчетное время пребывания продуктов горения в стендовой установке равно  $\tau_p = 1,1$  с). Из табл. 2.1 следует, что, во-первых, изменение концентраций  $C_{20}H_{12}$  и других ПАУ по длине факела имеет ярко выраженный максимум, во-вторых, по уровню образования максимальных концентраций и по времени достижения максимума концентраций каждого ПАУ, а также по их молекулярной массе все канцерогенные и неканцерогенные ПАУ можно распределить в три группы [10].

I группа — высокомолекулярные ПАУ, относительная молекулярная масса 302—252, в том числе и  $C_{20}H_{12}$ . Максимумы образования их находятся при  $\tau = 0,24 \div 0,28$  с, максимальные концентрации примерно одного порядка —  $1,5 \cdot 10^3$  —  $4,0 \cdot 10^4$  мкг/100 м<sup>3</sup>, максимальная концентрация дибенз(а, с)антрацена  $10 \times 10^4$  мкг/100 м<sup>3</sup>. Разрушение этих ПАУ за  $\tau = 0,61 \div 0,65$  с составляет 77,5—86,7 %. К этой группе относится основное число всех канцерогенных ПАУ, причем самых сильных: дибенз(а, h)-



Таблица 2.1

Распределение сумм всех ПАУ, канцерогенных ПАУ и канцерогенных ПАУ I — III групп по длине факела, мкг/100 м<sup>3</sup>

Сумма ПАУ	Режим горения		Расстояние от устья факела, калибры ( $l_{\text{ф}}/d_{\text{а}}$ )								
	V/V <sub>0</sub>	$\alpha$	0,8	1,2	1,7	2,1	3,0	3,9	4,8	6,1	8,9
Все	0,67	1,03	421 970	—	814 300	768 690	662 750	—	275 400	295 580	270 700
	0,67	1,39	214 430	271 400	330 000	356 500	270 090	212 160	171 610	164 390	16 520
	1,0	1,0	355 300	644 250	680 000	553 100	557 980	462 790	—	276 190	260 540
Канцерогенные	0,67	1,03	123 810	—	275 490	315 110	265 480	—	110 500	83 390	67 050
	0,67	1,39	39 740	55 900	104 010	141 420	99 430	67 480	48 360	34 220	28 410
	1,0	1,0	84 890	211 650	230 000	196 540	221 470	140 650	—	86 720	71 680
Канцерогенные I группы	0,67	1,03	24 400	—	95 810	150 150	127 760	—	43 970	28 780	27 750
	0,67	1,39	1 640	3 201	4 560	5 920	4 210	3 080	2 480	2 320	1 960
	1,0	1,0	39 060	89 140	80 000	99 280	138 170	77 390	—	42 680	26 680
Канцерогенные II группы	0,67	1,03	95 500	—	147 380	134 560	117 860	—	49 190	41 240	25 000
	0,67	1,39	27 900	39 100	74 080	110 700	77 620	53 500	37 680	23 280	17 170
	1,0	1,0	41 900	76 400	120 000	58 100	68 700	41 160	—	26 880	20 500
Канцерогенные III группы	0,67	1,03	3 890	—	32 300	30 400	19 860	—	17 340	13 370	14 300
	0,67	1,39	10 200	13 600	25 400	24 800	17 600	10 900	8 230	8 620	9 280
	1,0	1,0	3 930	46 100	30 000	39 190	14 600	22 100	—	17 180	24 500

антрацен, дибенз(*a*, *e*)пирен, 7,12-диметил(*a*)антрацен, бенз (*b*)-флуорантен, пицен, дибенз(*a*, *c*)антрацен; неканцерогенные — бенз(*ghi*)перилен, бенз(*k*)флуорантен и перилен.

II группа — ПАУ с относительной молекулярной массой 228. Это в основном соединения с четырьмя ароматическими кольцами, максимумы их образования находятся при  $\tau = 0,20 \div 0,24$  с. Максимальные концентрации каждого отдельного компонента выше, чем в I группе, за исключением дибенз(*a*, *c*)антрацена, и колеблются от  $8 \cdot 10^4$  до  $10 \cdot 10^4$  мкг/100 м<sup>3</sup>. Разрушение их за  $\tau = 0,65 \div 0,69$  с составляет 70—80 %. В эту группу входит три слабых канцерогена — бенз(*a*)антрацен, бенз(*b*)флуорантен, хризен и неканцерогенный — пирен.

III группа — самые низкомолекулярные ПАУ, их относительная молекулярная масса 176—206, максимальные концентрации самые большие. Среди них находится один слабый канцероген — 9,10-диметилантрацен и два неканцерогенных ПАУ — флуорантен и антрацен. Максимумы их концентраций находятся при  $\tau = 0,16 \div 0,20$  с и составляют  $(3 \div 5) \cdot 10^4$  мкг/100 м<sup>3</sup>, разрушаются они в меньшей степени, чем ПАУ I и II групп, — на 50—60 % соответственно.

Суммарное содержание отдельных ПАУ по длине факела имеет экстремальный характер с максимумом при  $\tau = 0,2 \div 0,3$  с. Причем суммарная концентрация канцерогенов I группы примерно равна сумме канцерогенов II группы, а суммарная концентрация канцерогенов III группы примерно в 5 раз меньше.

На самом начальном участке факела образуются в основном неканцерогенные ПАУ, концентрация канцерогенных в общей доле всех ПАУ мала, но с удалением от устья факела доля канцерогенных ПАУ в общей сумме всех ПАУ при  $\tau = 0,24 \div 0,33$  с проходит через максимум и составляет около 45 %, т. е. доля неканцерогенных ПАУ от общей суммы всех ПАУ выше, чем для канцерогенных. Общий характер изменения по длине факела аналогичен характеру изменения концентраций канцерогенных ПАУ I группы, а следовательно, и C<sub>20</sub>H<sub>12</sub>. По-видимому, можно предположить, что образование высокомолекулярных канцерогенных ПАУ происходит через стадию образования низкомолекулярных. За счет разрушения канцерогенных ПАУ доля неканцерогенных ПАУ в общей сумме всех ПАУ при  $\tau = 0,33 \div 0,35$  с начинает увеличиваться. Такое увеличение связано, возможно, с тем, что высокомолекулярные ПАУ, разрушаясь, могут переходить в дальнейшем в низкомолекулярные неканцерогенные ПАУ или в ПАУ с низкой канцерогенной активностью.

С увеличением нагрузки еще в большей степени произошла дифференциация максимумов концентраций ПАУ. При номинальной нагрузке время достижения максимумов составило для ПАУ I группы 0,22—0,25 с, II группы — 0,14—0,18 с, III группы — 0,1—0,13 с. Суммарная концентрация ПАУ при номинальной нагрузке  $B_0$ , по сравнению с нагрузкой 0,67  $B_0$ , уменьшилась в области максимума в 1,3 раза. Сумма концентраций канцерогенных ПАУ I

и III групп в максимуме образования с увеличением нагрузки почти не меняется, а II — уменьшается в 2 раза. Доля канцерогенных ПАУ до образования максимума при  $V_0$  выше, чем при частичной нагрузке, но степень изменения их разрушения с увеличением нагрузки не обнаружена.

Сумма гаммы ПАУ с увеличением  $\alpha$  от 1,03 до 1,39 уменьшилась в 2 раза, а сумма канцерогенных ПАУ, в основном за счет снижения концентраций канцерогенов I группы с  $15 \cdot 10^4$  до  $5,9 \cdot 10^3$  мкг/100 м<sup>3</sup>, уменьшилась почти в 30 раз, концентрации канцерогенов II и III групп изменились незначительно. Уменьшение суммарной концентрации канцерогенных ПАУ I группы, вероятно, связано с тем, что высокомолекулярные ПАУ разрушаются быстрее и легче, чем низкомолекулярные, и при этом переходят в ПАУ II и III групп, поэтому суммы концентраций канцерогенов II и III групп остались без изменения.

Большой интерес представляет образование  $SO_3$  при сжигании топлив, содержащих серу. В серосодержащих природных и искусственных газах сера представлена главным образом сероводородом и лишь в незначительной степени сероорганическими соединениями, в частности меркаптанами. В мазутах сера представлена в основном так называемой остаточной серой и высококипящими сероорганическими соединениями — сульфидами и тиофенами, а также меркаптанами, элементарной серой и сероводородом.

При сжигании сероводородсодержащего газа в топке даже при высоких температурах сохраняются остаточные концентрации сероводорода, заметная диссоциация которого начинается при 770 К (0,02 %), а завершается к  $\sim 2000$  К. При термическом превращении жидких топлив сложные сернистые соединения расщепляются в более простые, чаще всего в  $H_2S$ .

Исследования при сжигании высокосернистого мазута в топках котлов ПК-41-1 и ТГМП-114 показали, что локальные  $C_{H_2S}$  существенно уменьшаются с увеличением локальных значений  $\alpha$  и  $T_\phi$ . Характер изменения  $C_{H_2S}$  по высоте пристенной зоны топки показан на рис. 2.4. В зоне достижения  $T_{max}$   $C_{H_2S} \approx 0$ . Это значит, что данный компонент существует только в начальном участке факела. Такой же вывод можно сделать и из рассмотрения экспериментальных данных, полученных на котле БГ-35У при сжигании высокосернистого природного газа.

Для выявления характера изменения  $C_{SO_3}$  по длине факела проведены экспериментальные исследования на котле ТП-230 при сжигании мазута ( $S^p = 3,2\%$ ). Из рассмотрения полученных данных следует, что характер изменения  $C_{SO_3}$  по ходу факела соответствует характеру температурной кривой (рис. 2.5).

Таким образом, из анализа двух групп экспериментальных данных — об образовании вредных веществ при сжигании природного газа, не содержащего  $S^p$  и  $N^p$ , и при сжигании мазута, содержащего значительные количества серы и связанного азота, — следует, что

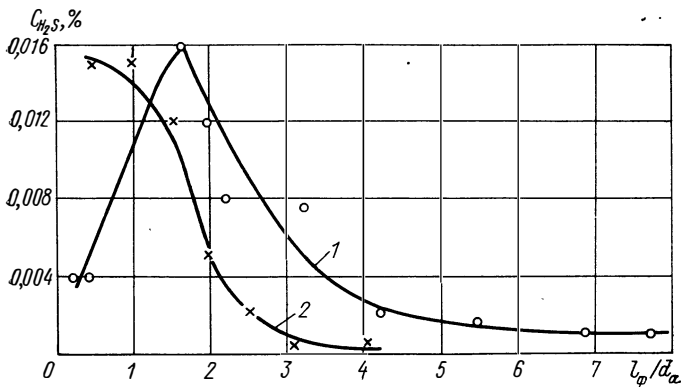


Рис. 2.4. Изменение концентрации сероводорода в продуктах горения мазута ( $SP \approx 2\%$ ) по высоте пристенной зоны НРЧ котлов ТГМП-114 (кривая 1) и ПК-41-1 (кривая 2) в режиме:  $D/D_0 = 1$ ,  $\alpha_T = 1,02$ ,  $r = 0$ ,  $t_M = 400$  К.

при той неоднородности, которая наблюдается по всей длине факела, вряд ли можно говорить о какой-то однозначности механизмов образования или превращений в нем тех или иных компонентов. Поскольку в каждом участке факела имеются свои характерные концентрационные и температурные пределы, а некоторые компоненты присутствуют лишь в определенных участках факела, то можно полагать, что в факеле существует несколько зон, в каждой из которых протекают определенные реакции, приводящие, в частности, к таким закономерностям, которые отражены на рис. 2.6, качественно обобщающем рассмотренные выше данные.

Исходя из этого, было предложено условно разделить всю длину факела на несколько зон [11, 12]. Поскольку на процессы образования и превращения продуктов горения в соответствии с (2.1) наибольшее влияние оказывают  $T_{\phi}$  и  $C_{O_2}$ , целесообразно в качестве параметра для зонального деления факела использовать функцию этих двух величин. Между тем роль  $T_{\phi}$  в скорости реакций образования продуктов горения значительно выше, чем роль  $C_{O_2}$ . Рассмотрим это на примере образования  $NO$ , приняв за основу выражение Я. Б. Зельдовича

$$dC_{NO}/d\tau = 1,07 \cdot 10^{13} C_{N_2} C_{O_2}^{0,5} \exp[-12900/(RT_{\phi})], \quad (2.3)$$

где  $R \approx 2$  ккал/(кмоль $\cdot$ °С) — универсальная газовая постоянная. При постоянных  $C_{N_2}$  и  $T_{\phi}$  теоретически возможное изменение  $C_{O_2}$  — от 0,2 % ( $\alpha = 1,01$ ) до 21 % дает увеличение  $dC_{NO}/d\tau$  в  $\sim 10,25$  раза. Увеличение  $dC_{NO}/d\tau$  за счет увеличения  $T_{\phi}$  только на 200 К (например, от 1500 до 1700 К) при постоянных  $C_{N_2}$  и

$C_{O_2}$  составляет  $\sim 162$  раза, т. е. больше теоретически возможного изменения  $C_{O_2}$  в  $\sim 16$  раз. Поскольку в реальных условиях изменения  $C_{O_2}$  существенно меньше, а изменения  $T_{\phi}$  значительно больше, чем рассмотренные выше, то в первом приближении можно принять температуру в качестве параметра для зонального деления факела. Этот же вывод получен из аналогичных расчетов сравнительного влияния  $C_{O_2}$  и  $T_{\phi}$  на скорости реакций выгорания  $CO$  и образования  $SO_3$ .

В соответствии с изложенным при определении границ между отдельными зонами во внимание приняты три характерных сечения: начальное сечение факела (на срезе амбразуры горелки), где начинаются факельные процессы и  $T_{\phi}$  практически равна темпера-

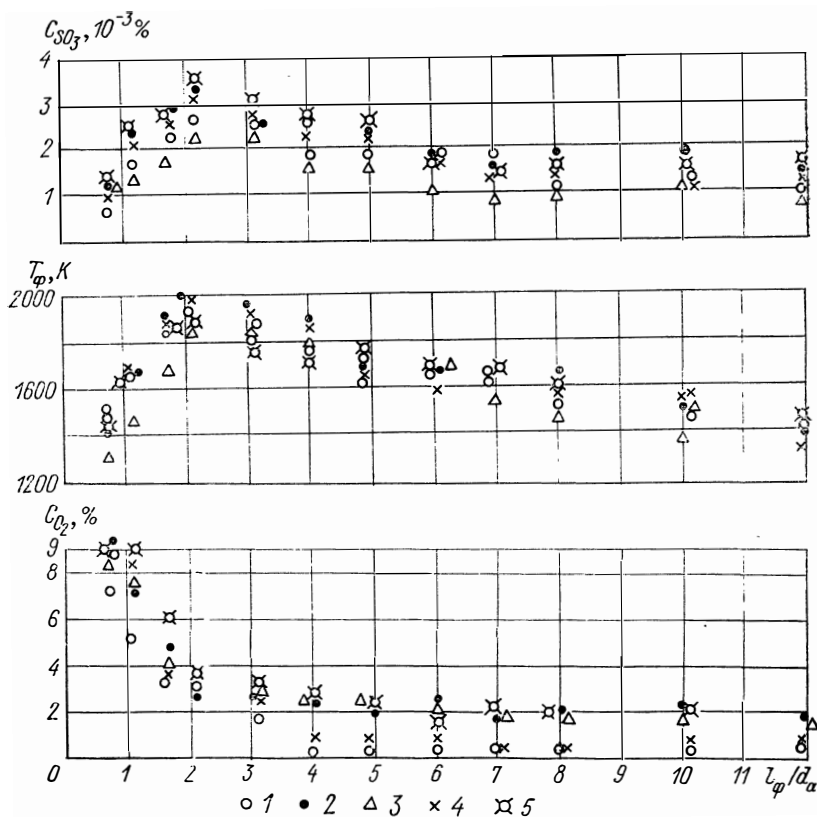


Рис. 2.5. Изменение  $C_{SO_3}$ ,  $C_{O_2}$  и температуры по длине мазутного ( $SP \approx 3\%$ ) факела в топке котла ТП-230.

	$\alpha_T$	$D, D_0$
1	1,02	1
2	1,10	1
3	1,10	0,7
4	1,05	1
5	1,14	1

туре горячего воздуха  $T_{г.в.}$ : сечение факела, в котором развивается  $T_{max}$ ; конечное сечение факела (на выходе из топки). Однако деления факела по этим сечениям оказывается недостаточным, в частности для описания закономерностей образования окислов азота. Предполагая, что в первом приближении образование воздушных окислов азота  $NO_x^B$  подчиняется термической теории Я. Б. Зельдовича, легко определить нижнюю границу  $T_{\phi}$ , при которой образуется значимая  $C_{NO}$  ( $> 1 \text{ мг/м}^3$ ). Расчеты показали, что это соответствует  $T_{\phi} \approx 1650 \text{ К}$ . Ниже этой температуры концентрация атомарного кислорода настолько мала, что уравнение (2.3) практически не «работает». Это значение  $T_{\phi}$  позволяет условно разделить факел на зоны, где преобладающим является механизм Я. Б. Зельдовича — выше  $1650 \text{ К}$  — и где преобладают другие механизмы образования  $NO$ . На основании изложенного указанное значение  $T_{\phi}$  было принято в качестве четвертой границы.

Располагая четырьмя характерными температурными точками, можно весь факел условно разделить по длине на четыре зоны, существенно различающиеся между собой:

$A_1$  — расположенную в начальной части факела (от среза амбразуры, где  $T_{\phi} = T_{г.в.}$ , до сечения, в котором  $T_{\phi} = 1650 \text{ К}$ ), где происходит разложение исходных углеводородов, в основном завершается смесеобразование, начинается активное выгорание продуктов неполного сгорания, происходит образование  $NO_x$  из  $N^P$ , а воздушные окислы азота еще почти не образуются;

$A_2$  — расположенную на участке от сечения факела с температурой  $1650 \text{ К}$  до сечения с  $T_{max}$ , где активно выгорает значительная часть газообразных и твердых продуктов неполного сгорания,  $H_2S$  почти полностью догорает, а  $CSO_3$  достигает максимума, образовавшиеся в зоне  $A_1$  топливные окислы азота в значительной мере восстанавливаются, а темп роста  $C_{NO_x}$  наибольший;

$B$  — расположенную на участке от сечения факела с  $T_{max}$  до сечения с  $T_{\phi} = 1650 \text{ К}$ , где практически завершается догорание газообразных и в значительной степени твердых горючих компонентов,  $C_{NO_x}^B$  принимает максимальные значения,  $C_{NO_x}^T$  практически не изменяется, а  $CSO_3$  уменьшается почти до установившегося значения;

$C$  — расположенную на участке от сечения факела с  $T_{\phi} = 1650 \text{ К}$  до выходного сечения топки, где не происходит существенных изменений концентраций продуктов горения, если в факеле нет веществ, способствующих дополнительному образованию или, наоборот, термическому восстановлению или разложению этих продуктов.

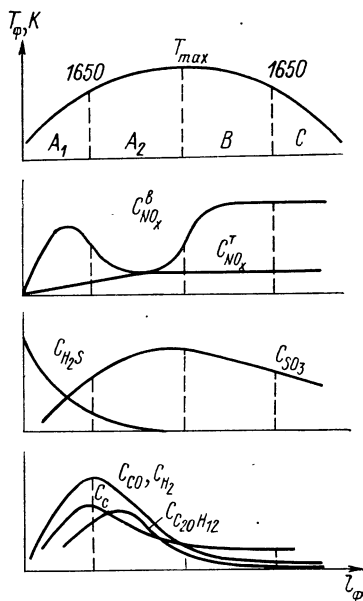


Рис. 2.6. Характер изменения концентраций продуктов горения и температуры в отдельных зонах факела.

Следует отметить, что все эти температурные границы могут быть выражены в долях от адиабатической температуры горения  $T_a$ . Расчеты показали, что для широкой гаммы газовых и жидких топлив  $T_{г.в} = (0,21 \div 0,27)T_a$ ,  $1650 \text{ К} = (0,63 \div 0,68)T_a$ , а  $T_{\max} \approx 0,85 T_a$ .

Можно полагать, что в каждой из зон протекают свои характерные реакции, причем механизм образования или превращения того или иного компонента в каждой из зон будет в первом приближении неизменным.

Предложенный подход к факелу в сравнении с существующими представлениями является шагом вперед, поскольку он позволяет осуществить комплексное рассмотрение достаточно широкой гаммы продуктов горения. Между тем в настоящее время, как правило, постулируется единый механизм образования или превращения определенного компонента во всем топочном объеме, несмотря на то что большинство известных экспериментальных данных указывает на особенности протекания неодинаковых процессов в различных частях факела и достаточно хорошо описывается с качественной стороны предложенной зональной схемой. Наличие же определенных отклонений отдельных экспериментальных данных от зональной схемы указывает на то, что по отношению хотя бы к части компонентов требуется деление факела не на четыре, а на большее число зон с меньшими температурными пределами.

Практическое совпадение в большинстве опытов осевых и среднемассовых концентраций и температур (рис. 2.1—2.3) вытекает из анализа полученных полей концентраций, которые показывают, что начиная с  $l_{\phi}/d_a \approx 1$  поля концентраций  $C_{\text{NO}}$ ,  $C_{\text{C}}$  и  $C_{\text{C}_{20}\text{H}_{12}}$  оказались достаточно ровными, и, как правило, неравномерности концентраций этих компонентов в сечениях  $l_{\phi}/d_a > 1$  оказались менее 20 %. Это подтверждается экспериментальными данными САФ ВНИИпроггаза, показывающими, что даже при большой крутке воздушного потока начальный участок горящего факела завершается при  $l_{\phi}/d_a < 1$ , поэтому все зональное деление распространяется на выровненную часть факела.

С учетом предложенной зональной схемы можно с новых позиций рассмотреть механизмы образования в факеле продуктов горения, в частности наименее изученных из них — бенз(а)пирена, окиси азота и серного ангидрида.

## 2.2. Применение термодинамического метода при изучении механизмов образования продуктов горения

При изучении механизмов образования продуктов горения большую помощь могут оказать термодинамические расчеты, результаты которых позволяют судить о вкладе тех или иных реакций в образование интересующего нас компонента с учетом температурных условий протекания этих реакций. В основе термодинамических расчетов лежит вычисление энергии Гиббса (изобарно-изотер-

мического потенциала)  $\Delta G$ , константа равновесия  $K_p$  и парциальных давлений компонентов равновесно-реагирующей системы. Такие расчеты позволяют, во-первых, оценить возможность протекания той или иной реакции (по знаку  $\Delta G$ ), а во-вторых, рассчитать состав реагирующей системы, который имел бы место при достижении равновесия. При этом следует учесть, что в топках котлов реакции образования отдельных продуктов горения не приводят к установлению равновесия. Некоторые реакции, характеризующиеся значительным уменьшением  $\Delta G$ , могут внести лишь мало-существенный вклад в образование компонента F, в силу того что скорость этих реакций мала, а время пребывания реагентов при  $T_\phi$ , имеющих место в топках, незначительное (0,3—1 с) по сравнению со временем, необходимым для образования F. Поэтому равновесные  $C_F$ , полученные в термодинамических расчетах, следует рассматривать лишь как предельно допустимые в данных условиях. Это имеет немаловажное значение при анализе сложных процессов образования продуктов горения под воздействием многих факторов (хотя мы и полагаем, что реальный их выход необходимо определять с учетом скоростей реакций, т. е. на базе кинетических расчетов). Что же касается термодинамической оценки вклада различных реакций, то ее следует рассматривать лишь как ответ на вопрос о возможности протекания той или иной реакции и об ее участии в качестве составляющей схемы (или механизма) образования интересующего нас компонента.

Вероятность протекания той или иной реакции в факеле можно предсказать по изменению в данном интервале температур значения  $\Delta G$ , которое вычисляется по формуле

$$\Delta G = \Delta H_{298}^\circ - T_\phi \Delta S_{298}^\circ, \quad (2.4)$$

где  $\Delta H_{298}^\circ$  — энтальпия при 298 К, кДж/моль;  $\Delta S_{298}^\circ$  — энтропия при 298 К, кДж/(моль · К), или по значению  $K_p$ :

$$K_p = K_1/K_2, \quad (2.5)$$

где  $K_1$  и  $K_2$  — константы скоростей прямой и обратной реакций соответственно.

Условиями термодинамической вероятности реакций являются

$$\Delta G < 0; \quad (2.6)$$

$$K_p > 1. \quad (2.7)$$

### 2.3. Применение кинетического метода при изучении механизмов образования продуктов горения

Применительно к образованию отдельных компонентов газового состава при сжигании топлива кинетические методы используются давно. Для выполнения кинетических расчетов обычно постулируется тот или иной механизм образования компонента F и рассчитывается по известным константам каждая элементарная реакция.



Однако выполнение корректных расчетов элементарных реакций в настоящее время вряд ли возможно, ибо протекающие при сжигании топлив реакции превращения и образования отдельных компонентов изучены недостаточно, а их механизмы пока точно не установлены. Данные по кинетике накопления и расходования лабильных промежуточных веществ в условиях сжигания топлив в топках котлов отсутствуют. Для многих реакций нет данных о константах скоростей, а если и есть, то они получены в узком диапазоне температур или при одной температуре, что затрудняет их использование в кинетических расчетах. Поэтому представляет интерес рассмотрение макрокинетического закона сложной реакции, которому соответствует выражение скорости реакции через концентрации исходных веществ. Иначе говоря, закон сложной цепной реакции, идущей при участии промежуточных лабильных веществ, условно выражается одной формулой брутто-реакции, которая сама по себе не отображает сложного механизма реакции, а описывает лишь феноменологический эффект от вклада многих элементарных реакций в виде зависимости концентраций конечного продукта и исходных реагентов. Такое формально-математическое описание скорости реакции соответствует методу формальной кинетики. Макрокинетический закон позволяет проверить правильность химического механизма реакции, к которому предъявляется требование согласия опытного макрокинетического закона реакции с ее теоретическим законом, вытекающим из химического механизма. Кроме того, макрокинетический закон в ряде случаев позволяет вскрыть особенности химического механизма. Например, если установлена зависимость суммарной скорости реакции от концентрации одного из реагентов в дробной степени, то это является указанием на участие в реакции свободных атомов и радикалов. Данное обстоятельство особенно важно для анализа процессов образования различных веществ в топках, когда необходимо выявить возможные различия в характере этих процессов, протекающих в отдельных зонах факела.

На основании изложенного макрокинетический закон брутто-реакции образования конечного продукта F



можно представить в виде кинетического дифференциального уравнения

$$dC_F/d\tau = K_1 C_A^{v_1} C_B^{v_2} - K_2 C_F^{v_3} C_U^{v_4}, \quad (2.9)$$

где  $v_1, v_2, v_3, v_4$  — частные порядки реакции, в общем виде не обязательно совпадающие со стехиометрическими коэффициентами  $a, b, f, u$ .

Зависимость константы скорости реакции от температуры выражается уравнением Аррениуса

$$K = K_0 \exp[-E/(RT_\phi)]. \quad (2.10)$$

Предэкспоненциальный множитель  $K_0$  в уравнении (2.10) в общем виде может зависеть от  $T_\phi$ . В [13, 14] эта зависимость подробно анализируется и делается вывод, что для небольшого температурного интервала (до 500 К) при обычных ошибках опыта можно принять  $K_0 \approx \text{const}$ . Поэтому будем считать  $K_0$  величиной постоянной, характеризующей, так же как и энергия активации  $E$ , рассматриваемую в определенных условиях брутто-реакцию (2.9) и соответствующий макрокинетический закон ее протекания.

Интегрируя уравнение (2.9) и пренебрегая обратной реакцией, получаем

$$C_F(\tau) - C_{F(0)} = K_0 \int_0^\tau [C_A(\tau)]^{v_1} [C_B(\tau)]^{v_2} \exp\{-E/[RT_\phi(\tau)]\} d\tau, \quad (2.11)$$

где  $C_{F(0)}$  — концентрация  $C_F$  в начальный момент.

Уравнение (2.11) учитывает изменение во времени  $C_A(\tau)$ ,  $C_B(\tau)$ ,  $T_\phi(\tau)$ .

Применение уравнения (2.11) для обработки опытных данных затруднено в связи с тем, что в факеле измерения обычно привязаны не к  $\tau$ , а к определенной координате  $l_\phi$  (например, к расстоянию точки или сечения, где выполняется измерение  $T_\phi$  или отбор пробы газа, от выходного сечения горелочного устройства). Учитывая, что время достижения газами точки (сечения) с заданной координатой связано со скоростью движения газов  $\omega$  — переменной величиной, зависящей, в свою очередь, от  $l_\phi$ , заменим в уравнении (2.11) переменную  $\tau$  на  $l_\phi$ . Имея  $d\tau = dl_\phi/\omega(l_\phi)$  (из выражения мгновенной скорости), получим

$$C_{F(l_\phi)} - C_{F(0)} = K_0 \int_0^{l_\phi} [C_A(l_\phi)]^{v_1} [C_B(l_\phi)]^{v_2} \exp\{-E/[RT_\phi(l_\phi)]\} \times \\ \times \omega^{-1}(l_\phi) dl_\phi. \quad (2.12)$$

Уравнение (2.12) описывает изменение концентрации продукта в ходе реакции, протекающей в газовом потоке, вдоль оси, выбранной в определенном направлении, в котором производится отсчет переменной  $l_\phi$  и фиксируется время  $\tau$  протекания реакции (2.9). Таким образом, уравнениям (2.11) и (2.12) отвечает одновременное рассмотрение развития реагирующей системы.

Очевидно, что выбор направления оси будет однозначным и совпадать с направлением движения газов (с аэродинамической осью системы), если в другом направлении в плоскостях поперечных сечений потока отсутствуют градиенты концентраций реагентов, температур и скоростей. Близкие к этому условия реализуются в опытах, когда поперечные размеры потока существенно меньше рассматриваемых значений  $l_\phi$ . Например, в ИГ АН УССР [15] для изучения образования NO в газовом факеле измерения проводились в камере высотой 1,2 м и диаметром 0,1 м ( $l_\phi/d_a = 12$ ). Относительно большие значения  $l_\phi/d_a = 4,5$  и  $\sim 7$  были и в опытах на установках САФ ВНИИпропгаза.

С учетом изложенного под текущими параметрами факела  $C_F(l_\phi)$ ,  $T_\phi(l_\phi)$ ,  $\omega(l_\phi)$  в общем случае следует понимать некоторые характерные их значения. При наличии в поперечных сечениях факела заметных градиентов рассматриваемых параметров в качестве характерных можно, в принципе, принять либо локальные значения параметров в точках на выбранной оси (в частности, на аэродинамической оси), либо усредненные значения параметров по сечениям. Хотя усреднение не находится в строгом соответствии с одномерным характером уравнений (2.11) и (2.12), оно свободно от недостатка локальных параметров, значения которых зависят не только от хода реакции на оси, но и от влияния окружающих газовых слоев: теплообмен с этими слоями будет искажать локальную температуру, а массообмен — локальные концентрации реагентов. Приведенное на рис. 2.1—2.3 сопоставление локальных и усредненных концентраций по длине газового факела показало их совпадение. Поэтому можно в качестве характерных принять как локальные, так и усредненные параметры. Способ усреднения с соответствующей оценкой его надежности диктуется условиями опытов.

В соответствии с поставленной задачей уравнение (2.12) используется следующим образом. На основании опытных данных имеем распределение  $C_F(l_\phi)$ ,  $C_A(l_\phi)$ ,  $C_B(l_\phi)$ ,  $T_\phi(l_\phi)$ ,  $\omega(l_\phi)$ . Находим такие значения констант  $K_0$ ,  $\nu_1$ ,  $\nu_2$ ,  $E$ , с которыми расчет по уравнению дает наилучшее совпадение расчетной и опытной концентраций  $C_F(l_\phi)$ , при этом предусматривается согласование расчета с опытом, с соответствующей измерениям точностью, не только на выходе из камеры горения или из определенной зоны факела, но и для всех промежуточных точек, т. е. приемлемое воспроизведение имеющейся закономерности в образовании компонента F.

В силу сложности подынтегральной функции в общем случае аналитически проинтегрировать уравнение (2.12) не представляется возможным. Поэтому нахождение констант предлагается производить подбором с использованием ЭВМ.

Следует отметить, что имеются традиционные методы нахождения частных порядков и энергии активации реакций. Однако эти методы требуют либо наличия опытных данных изохорно-изотермической реакции, либо возможности варьировать начальными концентрациями реагентов A и B. Определение же энергии активации связано с измерением константы скорости реакции при разных (минимум двух)  $T_\phi$ . Все это сложно реализовать при выполнении измерений в факеле.

Нахождение констант кинетического уравнения (2.12) дает возможность параллельно проверить предложенную зональную схему. Эта схема может быть опровергнута, если будет выявлен общий для всего факела макрокинетический закон образования компонента F, т. е. если будет найден такой комплекс констант уравнения (2.12), который обеспечит приемлемое согласование с опытными данными. Это свидетельствовало бы о том, что механизм реакции по всему факелу одинаковый. Если же для отдельных зон комплексы

констант окажутся разными (это опять же будет продиктовано удовлетворением опытным данным с точностью, соизмеримой с их собственной), то зональная схема будет подтверждена. В последующих разделах будет выполнен такой анализ применительно к образованию  $\text{NO}$  и  $\text{SO}_3$ , при этом величина  $C_{F(0)}$  принимается равной 0 в нулевом сечении (на срезе амбразуры), а для каждой зоны — равной опытному значению  $C_F$  в начале зоны.

#### 2.4. Схема образования бенз(a)пирена в факеле

Процессы, приводящие к образованию  $\text{C}_{20}\text{H}_{12}$  в пламени углеводородных топлив, в настоящее время практически не изучены. Известные гипотетические механизмы образования  $\text{C}_{20}\text{H}_{12}$ , базирующиеся на теоретических исследованиях, предложены Н. В. Лавровым и Г. М. Беджером. Н. В. Лавровым рассмотрены два пути образования  $\text{C}_{20}\text{H}_{12}$  — высоко- и низкотемпературный. Начальная стадия образования  $\text{C}_{20}\text{H}_{12}$  происходит при горении  $\text{CH}_4$  через уплотнение ацетиленов по радикально-цепному механизму и приводит к образованию триацетиленов. В дальнейшем он взаимодействует с ацетиленом и радикалом  $\text{C}_2\text{H}$ , что приводит к образованию  $\text{C}_{20}\text{H}_{12}$ . Г. М. Беджером теоретически рассматривается образование  $\text{C}_{20}\text{H}_{12}$  из  $\text{C}_2\text{H}_2$  как процесс удлинения цепи с синтезом бутадиена, а затем стирола.

Для рассмотрения условий образования  $\text{C}_{20}\text{H}_{12}$  в продуктах горения природного газа в САФ ВНИИПромгаза произведен термодинамический анализ условий образования отдельных компонентов продуктов горения, участие которых в механизме образования  $\text{C}_{20}\text{H}_{12}$  считаем вероятным. Во внимание приняты компоненты, участвующие в механизме как Н. В. Лаврова ( $\text{C}_2\text{H}_2$ ,  $\text{C}_2\text{H}$ ,  $\text{C}_4\text{H}_2$ ,  $\text{C}_6\text{H}_2$ ,  $\text{C}_8\text{H}_4$ ,  $\text{C}_{10}\text{H}_5$ ,  $\text{C}_{12}\text{H}_7$ ,  $\text{C}_{16}\text{H}_9$ ,  $\text{C}_{18}\text{H}_{11}$ ), так и Г. М. Беджера ( $\text{C}_2\text{H}_2$ ,  $\text{CH}_2$ ,  $\text{C}_4\text{H}_6$ ,  $\text{C}_8\text{H}_{12}$ ,  $\text{C}_{10}\text{H}_{14}$ ). Концентрации этих компонентов рассчитаны в ЭНИИ им. Г. М. Кржижановского.

Результаты термодинамического расчета показывают, что с увеличением  $\alpha$  концентрации  $\text{CH}$ ,  $\text{CH}_2$ ,  $\text{CH}_3$ ,  $\text{C}_2\text{H}$ ,  $\text{C}_2\text{H}_2$ ,  $\text{C}_2\text{H}_4$  уменьшаются. Влияние температуры на  $C_{\text{C}_2\text{H}_2}$  и  $C_{\text{C}_2\text{H}_4}$  качественно согласуется с ее влиянием на концентрацию  $\text{C}_{20}\text{H}_{12}$ . Из этих температурных зависимостей следует, что в низкотемпературных зонах факела преобладающая роль в образовании бенз(a)пирена принадлежит  $\text{C}_2\text{H}_2$  и  $\text{C}_2\text{H}_4$ . Участие же радикалов  $\text{CH}$ ,  $\text{CH}_2$ ,  $\text{C}_2\text{H}$  и  $\text{CH}_3$  в начальных стадиях образования  $\text{C}_{20}\text{H}_{12}$  термодинамически вероятно лишь при повышенных температурах и  $\alpha = 0,7 \div 0,9$ . Термодинамические расчеты показали также, что в начальных стадиях образования  $\text{C}_{20}\text{H}_{12}$  вероятно участие не  $\text{CH}_2$ , а  $\text{C}_2\text{H}_3$ , причем реакция  $\text{C}_2\text{H}_2 + \text{C}_2\text{H}_4 \rightarrow \text{C}_4\text{H}_6$  может протекать при относительно низких температурах, характерных для зоны  $A_1$ . Из этих же данных следует, что если рассматривать участие  $\text{CH}$ ,  $\text{CH}_2$ ,  $\text{CH}_3$ ,  $\text{C}_2\text{H}$  в начальных стадиях образования  $\text{C}_{20}\text{H}_{12}$ , то становится вероятным высокотемпературный механизм образования  $\text{C}_{20}\text{H}_{12}$ , т. е.

в высокофорсированных процессах. Равновесные концентрации  $\text{CH}$ ,  $\text{CH}_2$ ,  $\text{CH}_3$ ,  $\text{C}_2\text{H}$  увеличиваются с ростом температуры.

Подтверждением того, что образование  $\text{C}_{20}\text{H}_{12}$ , например, через  $\text{CH}_2$  (по Г. М. Беджеру) и через  $\text{C}_2\text{H}$  (по Н. В. Лаврову) возможно лишь при повышенных температурах, может служить низкий уровень  $C_{\text{CH}_2}$  и  $C_{\text{CH}}$ . Так,  $C_{\text{CH}_2} \approx 10^{-13} \%$  имеет место при температуре 2000 К и  $\alpha = 0,9$ , а с увеличением  $\alpha$  до 1 снижается до  $\sim 10^{-15} \%$ . Что касается  $\text{C}_2\text{H}$ , то такой уровень концентрации ( $\sim 10^{-13} \%$ ) достигим лишь при 3000 К и  $\alpha = 0,6$ . Это согласуется с мнением Н. В. Лаврова, который отмечает, что предложенный им механизм образования  $\text{C}_{20}\text{H}_{12}$  высокотемпературный.

Термодинамические расчеты показали также, что в начальных стадиях низкотемпературного процесса образования  $\text{C}_{20}\text{H}_{12}$  вероятно участие не  $\text{CH}_2$ , а  $\text{C}_2\text{H}_4$  по реакции  $\text{C}_2\text{H}_2 + \text{C}_2\text{H}_4 \rightarrow \text{C}_4\text{H}_6$ . Доказательством преобладающей роли  $\text{C}_2\text{H}_2$  и  $\text{C}_2\text{H}_4$  в низкотемпературном процессе образования  $\text{C}_{20}\text{H}_{12}$  может служить однонаправленное действие температуры на концентрации  $\text{C}_{20}\text{H}_{12}$ ,  $\text{C}_2\text{H}_2$  и  $\text{C}_2\text{H}_4$ .

Подробные исследования [Тепикин Л. Е., 1976 г.] состава продуктов пиролиза мазута при температурах 970—1120 К, характерных зоны  $A_1$ , показали, что во всех пробах присутствуют  $\text{C}_2\text{H}_2$  и  $\text{C}_2\text{H}_4$ , причем с ростом температуры от нижнего предела до верхнего  $C_{\text{C}_2\text{H}_2}$  возрастает от 0,8 до 3,3 %, а  $C_{\text{C}_2\text{H}_4}$  уменьшается от 9,9 до 5,9 %. Систематическое присутствие достаточно высоких концентраций этилена и ацетилена в продуктах пиролиза дает основание полагать, что вероятный механизм образования бенз(а)пирена должен включать участие  $\text{C}_2\text{H}_2$  и  $\text{C}_2\text{H}_4$ .

С другой стороны, опытные данные Г. М. Беджера убедительно показывают возможность получения достаточно большой массовой концентрации бенз(а)пирена (до 0,02 %) в процессе пиролиза стирола  $\text{C}_8\text{H}_8$  при температуре  $\sim 1000$  К, т. е. близкой к температуре в опытах Л. Е. Тепикина.

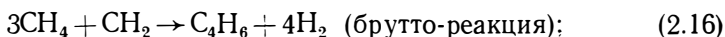
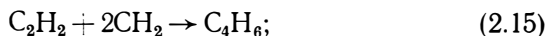
Это позволяет считать, что стирол обязательно должен участвовать в механизме образования бенз(а)пирена, поэтому дальнейший анализ касается уже вопроса образования стирола.

На основании рассмотренных материалов вероятен следующий путь. Имеющиеся в зоне пиролиза мазута  $\text{C}_2\text{H}_2$  и  $\text{C}_2\text{H}_4$  реагируют между собой с образованием бутадиена. Димеризация молекул бутадиена с образованием стирола и выделением  $\text{H}_2$  при актуальных для зон  $A_1$  температурах показана в работах А. А. Баландина [1946 г.].

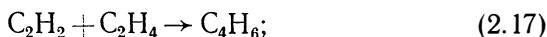
При сжигании природного газа  $\text{C}_4\text{H}_6$  может легко образоваться при пиролизе  $\text{CH}_4$  с участием  $\text{CH}_2$ .

Таким образом, на основании изложенного можно предложить новую гипотетическую схему образования бенз(а)пирена в зоне  $A_1$ . Образование бутадиена при сжигании газа:

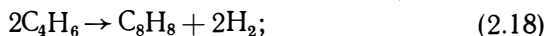




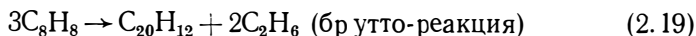
при сжигании мазута:



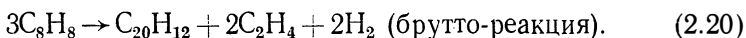
образование стирола:



образование бенз(а)пирена:



или



Протекание реакций по данной схеме наиболее вероятно лишь на самом начальном участке факела — в зоне  $A_1$ , пока не развились высокие температуры, при которых концентрации реагентов, участвующих в образовании бенз(а)пирена, становятся очень малыми. Отсюда следует, что с целью эффективного уменьшения концентрации  $\text{C}_{20}\text{H}_{12}$ , образующегося путем синтеза из простых углеводородов, необходимо вести процесс сжигания топлива без появления в локальных зонах недостатка окислителя и без сниженного уровня температур.

## 2.5. Схема образования окиси азота в факеле

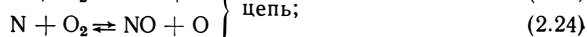
### 2.5.1. Анализ известных механизмов образования воздушных окислов азота

В условиях высокотемпературного горения топлива азот воздуха становится реакционноспособным и, соединяясь, в частности, с кислородом, образует окислы  $\text{NO}$ ,  $\text{NO}_2$  и  $\text{N}_2\text{O}$ , но основная доля приходится на  $\text{NO}$ . Поэтому целесообразно сосредоточить внимание на образовании  $\text{NO}$ .

Кинетические закономерности образования  $\text{NO}$  при горении недостаточно изучены, однако на основании теории Я. Б. Зельдовича наиболее распространенным считается цепной механизм образования  $\text{NO}$  через атомы  $\text{N}$  и  $\text{O}$ . В соответствии с этой теорией брутто-реакция образования  $\text{NO}$  записывается в общем виде



а полная цепная схема этой реакции представляется следующим образом:



Определяющей в образовании  $\text{NO}$  считается реакция (2.23), скорость которой зависит от концентрации атомарного  $\text{O}$ . Эта реакция характеризуется высоким активационным барьером в основном из-за большой энергии связи молекулы  $\text{N}_2$ . Концентрация атомов  $\text{O}$  определяется только равнове-

сием диссоциации  $O_2$ . Равновесная концентрация  $NO$  определяется по уравнению

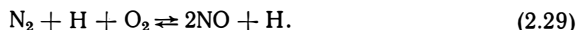
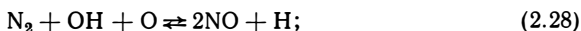
$$C_{NO}^p = 8 \sqrt{C_{O_2} C_{N_2} / 3} \exp[-21500/(RT)], \quad (2.26)$$

где  $C_{O_2}$  и  $C_{N_2}$  — мгновенные концентрации  $O_2$  и  $N_2$ .

Из теории Я. Б. Зельдовича следует, что образование  $NO$  зависит только от концентраций  $O_2$ ,  $N_2$  и температуры в зоне, где протекают реакции, но не зависит от состава топлива, при горении которого выделяется теплота. Основные положения этой теории подтверждаются многочисленными данными.

Вместе с тем в последние годы высказывается мнение, базирующееся на новых теоретических и экспериментальных работах, согласно которому образование  $NO$  может идти и по другим реакциям, отличающимся от цепной схемы Я. Б. Зельдовича. В частности, в работах Г. П. Фенимора [Fenimore G. P., 1970 г.], Г. А. Лавуайе [Lavoie G. A., 1970 г.] и последующих исследованиях ИГ АН УССР, ВНИИпромгаза, МЭИ и других институтов отмечается, что при температурах ниже 2000 К образование  $NO$  возможно по иным схемам с участием других активных компонентов. Рассмотрим некоторые из этих схем.

Н. В. Лавровым [1973 г.] механизм образования  $NO$  представляется так:



В работах Г. А. Лавуайе [Lavoie G. A., 1970 г.] и А. Шоу [Shou A., 1973 г.] предполагается, что  $NO$  может образоваться в соответствии с реакцией



Г. П. Фенимор [Fenimore G. P., 1970 г.] дает следующий путь образования окиси азота:



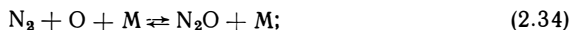
а затем реакция (2.30).

По Г. П. Фенимору реакция (2.31) может иметь место только в углеводородных пламенах, где молекулу  $N_2$  атакуют углеродные и углеводородные радикалы. Реакции (2.30), (2.31) характеризуются относительно слабой температурной зависимостью, максимальный выход  $NO$  достигается при  $\alpha = 0,7 \div 0,8$ .

Я. Б. Зельдович [1947 г.] отмечает, что в присутствии водяных паров образование  $NO$  возможно также по реакциям:



На основании изучения образования  $NO$  при сжигании бедных смесей  $CO$  во влажном воздухе в условиях интенсивной турбулизации потока П. К. Мальт и Д. Т. Прайт [Malte P. C., Pratt D. T., 1974 г.] предложили механизм образования  $NO$  через  $N_2O$ :



На возможность участия в образовании  $NO$  радикалов указывают в своих работах Г. П. Фенимор [Fenimore G. P., 1970 г.] и Г. А. Лавуайе [Lavoie G. A., 1970 г.] —  $CN$  и  $NH$ , Э. Л. Мерримэн и А. А. Леви [Marruy-

man E. L., Levy A. A., 1973 г.] — HCN и OH, К. Лютке и У. Гуз [Lutzke K., Guse W., 1973 г.] — CN и HCN, Г. Г. де Соет [De Soet G. G., 1973 г.] — NH<sub>3</sub>, NH<sub>2</sub>, NH, HCN. Спектрометрическими исследованиями Р. Г. Норриша [Norrish R. G. W., 1953 г.], Б. С. Хэйна [Haynes B. S., 1974 г.] в продуктах горения найдены радикалы C<sub>2</sub>, CN, CH, NH, HCN и OH, причем увеличение содержания O<sub>2</sub> в продуктах сгорания ведет к уменьшению содержания HCN, CN, C<sub>2</sub> и CH и к увеличению OH.

Приведенные выше реакции показывают, что NO в пламенах может образоваться не только по механизму Я. Б. Зельдовича. Среди дополнительных реакций, по которым также может образовываться NO, наибольший интерес представляют реакции с участием радикалов. Однако экспериментальное исследование этих реакций очень сложно. В данном случае приемлемым является теоретический анализ отдельных реакций и равновесных концентраций отдельных компонентов, основанный на термодинамических расчетах. Но расчетные равновесные концентрации отдельных компонентов могут отличаться от действительных. В частности, по И. Я. Сигалу [1977 г.], значение коэффициента пропорциональности между действительным и теоретическим выходом NO находится в пределах 0,05—0,15, причем отношение времени пребывания продуктов горения в зоне высоких температур к времени установления равновесия NO находится в пределах 0,01—0,25, а время установления равновесной концентрации NO определяется по формуле Ю. П. Райзера [1959 г.]

$$\tau_{\text{NO}}^{\text{p}} = \frac{2,06 \cdot 10^{-12}}{\sqrt{\eta C_{\text{N}_2}}} \exp(53700/T_{\text{ф}}), \quad (2.38)$$

где  $\eta$  — отношение плотности среды в зоне реакции к плотности исходной среды. Исходя из условий пребывания продуктов горения в зоне высоких температур, котла вероятно соотношение

$$C_{\text{NO}} = C_{\text{NO}}^{\text{p}} \tau_{\text{NO}}^{\text{p}} / \tau_{\text{NO}}^{\text{p}}. \quad (2.39)$$

Расчеты по формулам (2.38) и (2.39) показывают, что для области  $\alpha = 0,6 \div 1,5$  и температуры 1800—2400 К в современных мощных котлах могут создаться условия, приближающиеся к равновесным. Например, время пребывания продуктов горения природного газа в зоне максимальных температур (условной высотой 1 м) в топках котлов ТГМ-94, ТГМП-114, -314 и -324, ПК-41-1 составляет 0,1—0,2 с. Между тем время установления равновесия реакции образования NO составляет при температурах 2000, 2100 и 2200 К соответственно 1,0; 0,3 и 0,1 с. Если учесть неравномерность температурного и концентрационных полей в топке, где могут быть локальные превышения над средними значениями температуры и концентрации кислорода, то допустима применимость суждений о наличии в отдельных зонах топочных камер условий, близких к равновесным.

### 2.5.2. Анализ известных механизмов образования топливных окислов азота

В последние годы во многих работах рассматривается также роль связанного азота N<sup>p</sup> в общей эмиссии NO в атмосферный воздух. Считается что если в топливе имеется связанный азот, то он легче и быстрее окисляется кислородом, чем молекулярный азот воздуха. На отщепление атомов азота от остальной части топлива затрачивается в 1,5—4 раза меньше энергии, чем на диссоциацию молекулы азота из воздуха. Вследствие малой энергии диссоциации реакций окисления азота топлива образование NO происходит уже при относительно низких температурах. Так, при сжигании угля образование NO начинается при 520—550 К [Lavoie, 1974 г.]. При сжигании топлива с содержанием азота до 1,5 % в кипящем слое с температурой 1030—1270 К, при которой окисление атмосферного азота, по



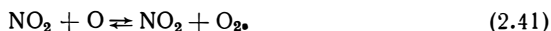
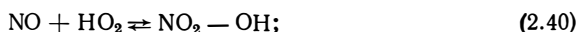
Я. Б. Зельдовичу, практически невозможно, содержание NO достигло 1400 мг/м<sup>3</sup> [Turner D. W., Andrews R. L., Siegmund C. W., 1972 г.].

Окисление азота топлива при горении азотсодержащего углеводорода — весьма сложный процесс. Образование топливных окислов азота, по Г. П. Фенимору [Fenimore G. P., 1970 г.], состоит из возникновения азотистых соединений HN и последующих реакций, приводящих к образованию NO или N<sub>2</sub>. Предполагается, что доля выхода азота из летучих азотистых соединений зависит от скорости нагрева и состава продуктов горения. Превращение азотистых соединений топлива в NO зависит также от многих режимных и конструктивных факторов.

Образование N<sub>2</sub> из топливного азота У. Барток [Bartok W., 1973 г.] описывает как обратную реакцию (2.23).

При изучении влияния азота топлива на концентрацию NO в факеле этилена и пропана (для имитации N<sup>P</sup> добавлялся пиридин) Б. С. Хэйнс [Haynes B. S., 1974 г.] получил, что время полного окисления связанного азота составляет (2 ÷ 3) · 10<sup>-3</sup> с.

Э. Мэрримэн и А. Леви [Magnum E., Levy A., 1974 г.] исследовали влияние азотсодержащих добавок к метану, в результате чего предложен механизм образования окислов азота, включающий реакцию (2.33), а затем:



Г. Г. де Соет [De Soett G. G. 1974 г.] доказал, что в образовании окислов азота при сжигании этилено-кислородной смеси в среде аргона и гелия с добавками аммиака и циана и в среде азота участвует промежуточное соединение HCN, роль которого возрастает при вводе в топливо NH<sub>3</sub>, C<sub>2</sub>N<sub>2</sub> и N<sub>2</sub> (в указанной последовательности).

Б. С. Хэйнс [Haynes B. S., 1974 г.] отметил интенсивное образование HCN в зафакельной зоне при сжигании богатых смесей углеводорода с воздухом даже при отсутствии азотсодержащей добавки (пиридина C<sub>5</sub>H<sub>5</sub>N). При вводе же в топливо значительных количеств пиридина концентрация NO<sub>x</sub> за факелом стабилизируется до постоянного значения, не зависящего далее от концентрации добавки.

Глубокие исследования образования топливного азота выполнены в последние годы во ВТИ, ТалПИ и ЛПИ.

Влияние топливного азота на образование NO<sub>x</sub> иллюстрируется данными Инди Йорио [1975 г.], показывающими, что при переводе пяти котлов средней производительности с мазута, содержащего N<sup>P</sup> = 0,08 ÷ 0,35 %, на мазут с N<sup>P</sup> = 0,05 ÷ 0,08 % или керосин с N<sup>P</sup> = 0,005 % выход NO<sub>x</sub> уменьшился на 53 %.

Изложенное наряду с рассмотренными экспериментальными данными САФ ВНИИпромгаза позволяет считать, что образование NO из азота топлива происходит в основном на начальном участке факела.

Если условно принять, что весь N<sup>P</sup> может окислиться, концентрация NO<sub>x</sub> образованных только из азота топлива, в продуктах горения составит 500 — 700 мг/м<sup>3</sup> (в пересчете на NO<sub>2</sub>) при N<sup>P</sup> = 0,2 ÷ 0,3 %, что, по данным САФ ВНИИпромгаза, полученным на котлах ТГМ-94, ПК-41 и ТГМП-114, составит почти полную эмиссию NO<sub>x</sub>. Следовательно, азот топлива может существенно влиять на общую эмиссию NO<sub>x</sub> котлами, хотя очевидно и то, что не весь N<sup>P</sup> окисляется кислородом, так как в противном случае разница в концентрациях NO<sub>x</sub> в продуктах горения при сжигании газа и мазута была бы более ощутимой. Между тем в большинстве случаев эта разница, по нашим данным, не превышает ± (10 ÷ 20) %. Это указывает на ограниченность окисления N<sup>P</sup> до NO в условиях топки. Такой вывод есть и в ряде известных работ. Так, по данным Д. У. Тёрнера [Turner D. W. et al., 1972 г.], К. У. Зигмунда [Siegmund C. W., 1973 г.], окисляется лишь ~ 50 % N<sup>P</sup>, по А. Г. Раудону [Rawdon A. H., 1973 г.] — 21 %.

Из изложенного следует, что при сжигании природного газа, не содер-

жащего азота, для подавления окислов азота резкое снижение температуры факела должно дать больший эффект, чем при сжигании искусственных газов, мазута и твердых топлив, содержащих азот.

### *2.5.3. Применение результатов термодинамических расчетов при разработке схемы образования окиси азота*

Для выявления возможных механизмов образования окислов азота в САФ ВНИИпропгаза проанализированы результаты термодинамических расчетов продуктов горения природного газа, выполненных в ЭНИИ им. Г. М. Кржижановского. Расчет равновесного состава продуктов горения выполнен с учетом диссоциации и ионизации для области температур от 200 до 3000 К (с шагом 50 К) и  $\alpha = 0,6 \div 1,5$  (с шагом 0,1).

В расчетах учтены основные кислородные соединения азота ( $\text{NO}$ ,  $\text{NO}_2$ ,  $\text{N}_2\text{O}$ ,  $\text{N}_2\text{O}_3$ ,  $\text{N}_2\text{O}_4$ ,  $\text{N}_2\text{O}_5$ ,  $\text{HNO}_3$ ,  $\text{HNO}_2$ ,  $\text{HNO}$ ) и соединения и радикалы, участие которых в механизме образования  $\text{NO}$  является вероятным ( $\text{N}$ ,  $\text{N}_2$ ,  $\text{NH}$ ,  $\text{NH}_3$ ,  $\text{NH}_2$ ,  $\text{NS}$ ,  $\text{CN}$ ,  $\text{HCN}$ ,  $\text{CHNO}$ ,  $\text{H}$ ,  $\text{OH}$ ,  $\text{HO}_2$ ,  $\text{H}_2\text{O}_2$ ,  $\text{O}$ ,  $\text{O}_3$ ,  $\text{C}$ ).

Анализ результатов расчета показывает, что с ростом температуры возрастают концентрации  $\text{NO}$  и  $\text{NO}_2$  в продуктах горения. Увеличиваются их содержания и с ростом коэффициента избытка воздуха, причем в этом случае образование  $\text{NO}$  начинается при более низких температурах. Зависимости равновесных концентраций  $\text{NO}$  и  $\text{NO}_2$  от  $\alpha$  имеют вид экстремальной функции, максимум  $C_{\text{NO}}^p$  соответствует  $\alpha = 1,2$ , а  $C_{\text{NO}_2}^p$  — более высоким значениям  $\alpha$  ( $> 1,5$ ).

При  $\alpha > 1$  большее влияние на  $C_{\text{NO}}^p$  оказывает температура, чем  $\alpha$ . В условиях же недостатка окислителя ( $\alpha < 1$ ) расчетная концентрация  $\text{NO}$  находится в большей зависимости от  $\alpha$ , чем от температуры.

Особый интерес представляет режим сжигания топлива с  $\alpha = 0,85 \div 1$ . Именно этот диапазон  $\alpha$  является рабочим для пригорелочной части современных газомазутных топок, характеризующихся повышенными присосами неорганизованного воздуха, но в то же время работающих с минимальными избытками воздуха. В этой области на расчетные концентрации  $\text{NO}$  имеют значительное влияние и избытки воздуха, и температура. В результате недостатка окислителя и уменьшения теоретической температуры горения  $C_{\text{NO}}^p$  резко уменьшается.

Влияние температуры на  $C_{\text{O}}^p$  в области  $\alpha = 0,6 \div 1,5$  имеет характер, аналогичный влиянию температуры на  $C_{\text{NO}}^p$ . Диссоциация  $\text{O}_2$  на  $\text{O}$  в области температур до 2000 К низка. Лишь при 2000 К и  $\alpha = 1,1$   $C_{\text{NO}}^p$  достигает 0,01 %. Характер влияния  $\alpha$  и температуры на  $C_{\text{O}}^p$  и  $C_{\text{NO}}^p$  одинаковый. Равные концентрации  $C_{\text{O}}^p$  и  $C_{\text{NO}}^p$  наблюдаются в области температур 2900—2950 К. Ниже этих температур  $C_{\text{O}}^p$  меньше  $C_{\text{NO}}^p$ . При температуре 2000 К и ниже  $C_{\text{O}}^p$  составляет лишь 3—5 % от  $C_{\text{NO}}^p$ .

Анализируя приведенные результаты термодинамического расчета продуктов горения природного газа по профилям зависимостей  $C_{\text{NO}}^{\text{P}}$ ,  $C_{\text{O}}^{\text{P}}$ ,  $C_{\text{O}_2}^{\text{P}}$  и  $C_{\text{O}}^{\text{P}}/C_{\text{NO}}^{\text{P}}$  от  $\alpha$  и температуры, видим, что если считать атом О единственным источником образования NO по реакциям (2.22) — (2.25), то этого количества О будет недостаточно в области температур до 2900 К. Даже приняв во внимание и то, что каждая реакция атомарного кислорода с молекулой  $\text{N}_2$  ведет к образованию двух молекул NO — сначала по (2.23), а затем по (2.24), то и этого количества О в области температур ниже 2600 К будет недостаточно для полного обеспечения образования NO по механизму Я. Б. Зельдовича, несмотря на то что по этому механизму реакция (2.23), как эндотермическая, определяет скорость всего процесса образования NO.

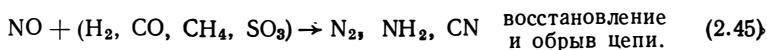
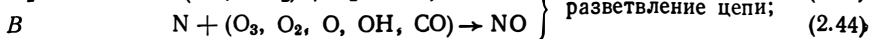
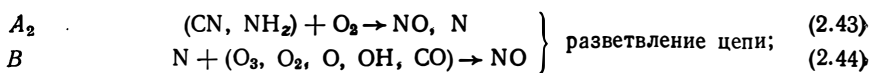
На основании приведенных данных, вероятно, следует рассматривать образование NO по механизму Я. Б. Зельдовича как частный случай, ибо в этом процессе наряду с атомарным кислородом участвуют и другие рассмотренные выше промежуточные активные компоненты. Очевидным является и то, что образование NO может происходить не только по реакциям (2.22) — (2.25), но и по другим реакциям, отдельные из которых требуют меньших энергетических затрат. Вероятно, что реакции (2.22) — (2.24) как источники атомов кислорода и азота не единственные, ибо расчеты САФ ВНИИпромгаза показали, что в пламени углеводородных топлив вероятны и другие реакции, приводящие к образованию О и N.

Таким образом, кроме реакций с участием О и N окись NO может образоваться и по другим реакциям с участием промежуточных и конечных компонентов, в том числе Н, ОН, СН, CN, HCN, NH,  $\text{NH}_2$ ,  $\text{NH}_3$ , CO,  $\text{CO}_2$ ,  $\text{H}_2$ ,  $\text{CH}_4$ , C и др. При этом следует учесть, что наряду с образованием NO вероятны реакции восстановления. Термодинамические расчеты показали, что в механизме Я. Б. Зельдовича только реакция (2.24) термодинамически вероятна, а остальные реакции термодинамически не могут самопроизвольно протекать в температурных условиях топки. Для протекания же реакции (2.24) необходима другая реакция — поставщик атомарного азота. Анализ показал, что N может образоваться по реакциям  $\text{C}_r + \text{N}_2 \rightleftharpoons \text{CN} + \text{N}$ ,  $\text{C}_{\text{rp}} + \text{N}_2 \rightleftharpoons \text{CN} + \text{N}$ , причем для протекания последней достаточна температура 892 К. Таким образом, взаимодействие в топке молекулярного азота с газообразной или твердой фазами углерода может привести к активному образованию атомов азота. Отсюда следует единство механизма образования NO из азота воздуха в пламенах различных топлив, поскольку при их сжигании образуется достаточное количество углерода, взаимодействие которого с молекулярным азотом топлива дает, наряду с реакцией (2.23), исходное число атомов N, необходимых для протекания реакций образования NO.

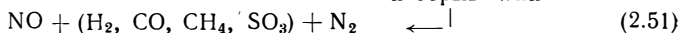
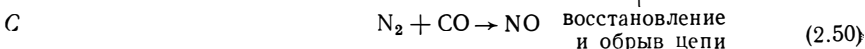
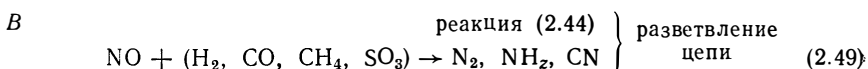
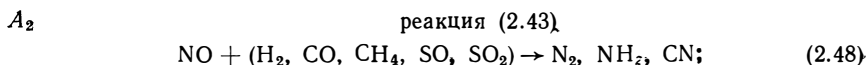
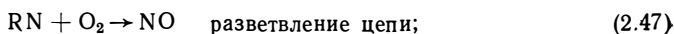
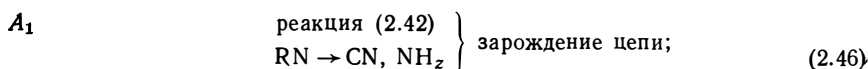
На основании изложенного в САФ ВНИИпромгаза разработана следующая схема образования NO в разных температурных зонах.

При сжигании природного газа:





При сжигании мазута и других азотсодержащих жидких топлив:



В основу обеих схем положено активное участие азотсодержащих радикалов типов CN и NH<sub>2</sub> в цепных реакциях, приводящих к образованию NO. При сжигании газа эти радикалы образуются от взаимодействия легких углеводородов и углеводородных радикалов с молекулярным азотом, а при сжигании мазута, кроме того, и за счет азотсодержащих органических соединений типа RN. В зависимости от температурных и концентрационных условий радикалы CN и NH<sub>2</sub> могут либо приводить к образованию NO, либо восстанавливаться до N<sub>2</sub>. Из рассмотренных схем видно, что использование зонального деления факела позволило придать стройность предложенным схемам образования NO, каждая из которых состоит из группы реакций, характерных для тех или иных зон факела.

#### 2.5.4. Расчет констант кинетического уравнения для определения концентрации окиси азота в различных зонах газового факела

Для проверки правильности зонального подхода к образованию NO в факеле САФ ВНИИпроггаза совместно с ТашПИ выполнена кинетическая обработка стендовых данных, полученных при сжигании природного газа, для трех случаев: единое рассмотрение факела (без деления на зоны) — первый поиск; зональное рассмотрение факела (деление на зоны A<sub>1</sub> + A<sub>2</sub>, B) — второй поиск; то же, но с отдельным рассмотрением зон A<sub>1</sub> и A<sub>2</sub> — третий поиск констант уравнения (2.12).

Следует отметить, что уравнение (2.12) учитывает лишь прямую реакцию, но не учитывает обратную реакцию термического

разложения NO, которой соответствует, по Л. Н. Хитрину [1965 г.], кинетическое уравнение, моль/(дм<sup>3</sup>·с),

$$-dC_{\text{NO}}/d\tau = 3,1 \cdot 10^{10} \exp[-63100/(RT_{\phi})] C_{\text{NO}}^2. \quad (2.52)$$

Проверим влияние уравнения (2.52) на результирующую концентрацию NO: примем в соответствии с полученными опытными данными, что при  $T_{\phi} = 2000$  К максимальная концентрация,  $6 \cdot 10^{-7}$  моль/дм<sup>3</sup> поддерживается в течение  $\Delta\tau = 1$  с. Отсюда уменьшение концентрации  $\Delta C_{\text{NO}}$  можно рассчитать, переходя от уравнения (2.52) к конечным величинам:

$$-\Delta C_{\text{NO}} \approx 3,1 \cdot 10^{10} \exp[-63100/(RT_{\phi})] C_{\text{NO}}^2 \Delta\tau. \quad (2.53)$$

Расчет показал, что  $-\Delta C_{\text{NO}} = 1,6 \cdot 10^{-9}$  моль/дм<sup>3</sup>. Это пренебрежимо мало ( $\sim 0,3$  %) по сравнению со значением  $C_{\text{NO}}$ .

Следует отметить, что наряду с непосредственным разложением NO возможны и рассмотренные выше восстановительные реакции. Однако вряд ли следует ожидать от их протекания эффекта более существенного, чем от термического разложения NO.

Вычисление интеграла было выполнено на базе констант уравнения И. Я. Сигала:  $K_0 = 10^{12}$ ,  $E/R = 67,5 \cdot 10^3$ ,  $\nu_1 = 0,5$ ,  $\nu_2 = 1$ .

Пределы для поиска констант были установлены достаточно широкие:  $K_0 = (0,5 \div 50) \cdot 10^{11}$ ,  $E/R = (62 \div 72) \cdot 10^3$ ,  $\nu_1 = 0,5 \div 1,5$ ,  $\nu_2 = 0,5 \div 1,5$ . Выбор таких пределов, включающих значения констант в уравнении И. Я. Сигала, которые получены на базе механизма Я. Б. Зельдовича, диктовался тем, что, по существу, ведется поиск отклонений от этого механизма, более или менее существенных, в разных зонах факела. В то же время наличие этих «опорных» констант позволило не проводить поиск в более обширных пределах (в частности, по  $K_0$  и  $E/R$ ), что является существенным с точки зрения однозначности результата поиска.

Результаты поиска констант, выполненного для усредненных по всем опытам данных применительно к единому факелу и с делением его на зоны, приведены в табл. 2.2.

Т а б л и ц а 2.2

Усредненные значения констант кинетического уравнения (2.12).

Пределы поиска	$K_0, 10^{11}$	$E/R, 10^3$	$\nu_1$	$\nu_2$
Для всего факела (без деления на зоны)	1,5	63	1,5	0,6
Зоны:				
$A_1$	25	65	1,1	1,0
$A_2$	20	69	0,9	0,8
$B$	1	68	0,5	0,7

Отсутствие согласования между расчетными и опытными данными говорит об отсутствии общего макрокинетического закона образования NO для всего факела. Между тем при делении факела

на зоны получено хорошее согласование расчета с опытом. Следует подчеркнуть, что поиск дал для каждого из опытов несколько отличные комплексы констант (частично ввиду имеющихся погрешностей в опытных данных). Поэтому при использовании усредненных общих комплексов (они, естественно, должны быть одинаковыми для всех опытов) расхождение с опытом результатов первого и второго поисков оказалось более существенным, чем при использовании для каждого опыта собственного поиска констант.

Расчеты для зон  $A_1$ ,  $A_2$ ,  $B$  во всех опытах удовлетворительно согласуются с измерениями. Отклонения, как правило, не превышают  $\pm 15\%$ .

Полученный результат объективно подтверждает наличие зон ( $A_1$ ,  $A_2$  и  $B$ ) в факеле, которые характеризуются разным макрокINETическим законом реакции образования NO, что говорит о неодинаковом вкладе различных промежуточных реакций в ее образование и, таким образом, об отличиях механизма в каждой зоне. Тем самым подтверждается выдвинутая зональная схема.

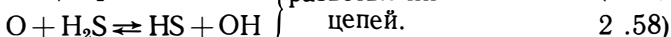
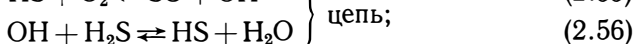
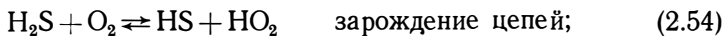
Следует отметить, что в силу погрешностей, положенных в основу расчета измерений температур и концентраций продуктов горения, полученные значения констант приближенные (хотя в пользу достоверности расчета и говорит тот факт, что эти константы являются общими для отличных по своим параметрам опытов). Но это не должно сказаться на выводе о наличии различных макрокINETических законов реакции образования NO в указанных зонах, так как здесь выявлено в константах явное несовпадение.

Расчеты критерия подвижности реакции  $\tau_{NO}/\tau_{NO}^p$ , выполненные ТашПИ, показали, что его значения составляя 0,022—0,26. При этом время достижения равновесной концентрации рассчитывалось в соответствии с уравнением (2.38). Полученные данные говорят о том, что все опыты характеризуются малой подвижностью реакции; между тем значения критерия подвижности различаются существенно (максимально в 11,8 раза). Это свидетельствует о том, что условия протекания реакций в опытах достаточно различаются между собой, т. е. о представительности используемого объема опытных данных.

## 2.6. Схема образования серного ангидрида в факеле

### 2.6.1. Анализ механизма Н. Н. Семенова окисления сероводорода

Процесс окисления  $H_2S$  подробно изучен Н. Н. Семеновым, который предложил следующий цепной механизм:



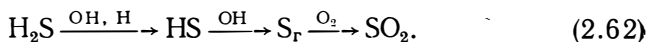
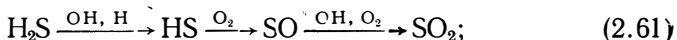
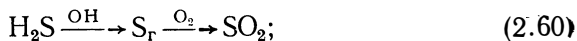
При окислении серы вслед за (2.58) протекает реакция



Из механизма Н. Н. Семенова следует, что процесс окисления  $\text{H}_2\text{S}$  во многом зависит от концентраций  $\text{OH}$ ,  $\text{O}$  и  $\text{O}_2$ . С их увеличением, видимо, следует ожидать и ускорения процесса окисления  $\text{H}_2\text{S}$ .

При взаимодействии же с атомарным водородом  $\text{H}_2\text{S}$  дает радикалы  $\text{HS}$  и  $\text{OH}$ , а их взаимодействие приводит к образованию  $\text{SO}$ .

Из механизма Н. Н. Семенова следует, что ускорение окисления  $\text{H}_2\text{S}$  может протекать за счет трех групп реакций:



Два первых направления могут преобладать при избытке молекулярного кислорода. При избыточном содержании  $\text{OH}$  и  $\text{H}$ , видимо, будет превалировать третье направление.

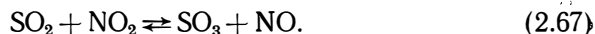
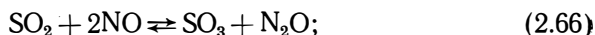
### 2.6.2. Термодинамический анализ состава серосодержащих продуктов горения

Из (2.60) — (2.62) следует, что основная часть сернистых соединений превращается в  $\text{SO}_2$ , причем до (2.61) это превращение может идти через  $\text{SO}$ . Между тем и  $\text{SO}_2$ , и  $\text{SO}$ , не являясь сами коррозионно-активными агентами в условиях котельных агрегатов, могут участвовать в получении наиболее агрессивного компонента —  $\text{SO}_3$  по одной из следующих реакций:



Реакция (2.65) может протекать только под воздействием катализатора, ибо без него при температурах более 105 К изобарно-изотермический потенциал этой реакции имеет положительные значения.

Кроме рассмотренных есть и другие пути образования серного ангидрида, например при гомогенном взаимодействии с окислами азота:



А. Г. Тумановский, М. Е. Зелькинд [1971 г.], В. Л. Гудзюк, В. И. Бахирев [1972 г.] приходят к выводу о решающей роли атомарного кислорода в процессе образования серного ангидрида в топке. В то же время из опыта сжигания сернистых топлив известно, что в условиях, когда образуется максимальная концентрация ато-

марного кислорода (при  $\alpha_T \rightarrow 1$ ), концентрация серного ангидрида в дымовых газах минимальная.

Обнаруженное противоречие между теоретическими данными и широким кругом экспериментальных данных заставляет подробнее рассмотреть условия образования серного ангидрида. При этом заманчивым является термодинамический подход к решению данного вопроса, в частности при выявлении роли каждой из реакций (2.63), (2.64), (2.65) в образовании  $\text{SO}_3$ .

Представленные в § 2.2 материалы показали целесообразность применения термодинамического подхода к некоторым реакциям горения сероводорода. Этот подход оказывается справедливым в данном случае, потому что время установления равновесной концентрации  $\text{H}_2\text{S}$  меньше времени пребывания продуктов горения в коррозионно-опасной зоне. Между тем такое же соотношение получается и по  $\text{SO}_3$ : время установления равновесной концентрации  $\text{SO}_3$  в факеле не превышает 0,2 с [Hedley A. B., 1963 г.], а время пребывания продуктов горения в реакционном объеме топочной камеры современных котлов намного больше ( $\geq 0,5$ —0,8 с). Отсюда следует, что поведение основных коррозионно-опасных продуктов горения — и  $\text{H}_2\text{S}$ , и  $\text{SO}_3$ , являющихся начальным и конечным продуктами группы серосодержащих компонентов, — подчиняется в объеме топки законам термодинамического равновесия. Это дает основание обратиться к анализу результатов термодинамических расчетов равновесных составов продуктов горения сернистых топлив.

Поскольку в составе серосодержащего газа в отличие от сернистых твердых и жидких топлив отсутствует минеральная часть, а в продуктах горения нет значительной концентрации сажистых частиц, которые, так же как и золовые частицы, могут отдалить расчетные данные от экспериментальных, целесообразно провести расчеты для природного газа с содержанием  $\text{H}_2\text{S}$ , равным 1; 2 и 4 %.

Расчеты выполнены для гомогенной газовой системы без учета каталитического воздействия поверхностей нагрева. Расчетами охвачены широкие диапазоны изменений температур (от 200 до 3000 К) и коэффициентов избытка воздуха ( $0,6 \leq \alpha \leq 1,5$ ) при давлении  $\sim 0,1$  МПа. Результаты расчетов, выполненных сотрудниками ЭНИН, проанализированы в САФ ВНИИпроггаза.

Концентрация  $\text{SO}$  в интервале  $\alpha = 0,6 \div 0,9$  растет, а в интервале  $\alpha = 0,9 \div 1,1$  резко падает. Дальнейшее увеличение  $\alpha$  от 1,1 до 1,5 приводит к незначительному снижению  $C_{\text{SO}}^p$ . Концентрация  $\text{SO}_2$  в диапазоне  $\alpha = 0,6 \div 1,0$  резко возрастает, достигая максимума при  $\alpha = 1$ , а при дальнейшем увеличении  $\alpha$  до 1,5 незначительно уменьшается за счет частичного перехода  $\text{SO}_2$  в  $\text{SO}_3$ . Этот процесс протекает почти одинаково во всей области температур от 1100 до 2200 К благодаря термической устойчивости  $\text{SO}_2$ .

Большему серосодержанию топлива отвечают большие концентрации сернистых соединений. Концентрации  $\text{SO}$  и  $\text{SO}_2$  изменяются практически линейно в зависимости от серосодержания. Зависи-



мость  $C_{\text{SO}_3}^p$  от серосодержания имеет вид степенной функции с показателем степени меньше 1 в области  $\alpha < 1$  и больше 1 — при  $\alpha > 1$ .

Закономерности образования  $\text{SO}_3$  и атомарного кислорода в области значений  $\alpha < 1$ ,  $\alpha \approx 1$ ,  $\alpha > 1$  различны. Образование атомарного кислорода термической диссоциации происходит во всем исследованном интервале значений  $\alpha$  от 0,6 до 1,5 при температуре выше 1000 К. Наиболее интенсивный рост концентрации атомарного кислорода отмечается в интервале  $\alpha$  от 0,9 до 1,1. В этой же области значений  $\alpha$  происходит интенсивное образование  $\text{SO}_3$ .

При  $\alpha < 1$  образование  $\text{SO}_3$  возможно в малых концентрациях лишь при высоких температурах с участием атомарного кислорода термической диссоциации.

При  $\alpha \approx 1$  концентрация  $\text{SO}_3$  растет с повышением температуры от 600 до 1200 К. В интервале температур от 1200 до 1500 К концентрация  $\text{SO}_3$  почти постоянна, а затем несколько снижается при увеличении температуры от 1500 до 2200 К. По-видимому, при  $\alpha = 1$ , когда избыточный кислород еще отсутствует,  $\text{SO}_3$  образуется в небольших концентрациях за счет атомарного и молекулярного кислорода термической диссоциации. При повышении температур выше 1500 К из-за термической неустойчивости  $\text{SO}_3$  концентрация  $\text{SO}_3$  заметно снижается. При таких же температурах, но  $\alpha < 1$ , также происходит термическая диссоциация  $\text{SO}_3$ , но медленнее, чем образование его за счет атомарного кислорода.

В области  $\alpha > 1$  образуется опасная в отношении низкотемпературной коррозии концентрация  $\text{SO}_3$  ( $> 0,001\%$ ), причем основной рост  $\text{SO}_3$  происходит в диапазоне  $\alpha = 1,01 \div 1,1$ . При увеличении  $\alpha > 1,1$  дальнейшее увеличение концентрации окислителя уже не компенсирует соответствующего уменьшения температуры, вследствие чего концентрация  $\text{SO}_3$  далее не увеличивается, а при температурах ниже 1000 К даже снижается. Такое объяснение согласуется с экспериментальными данными Р. Баррета [1969 г.], А. С. Тагера и А. М. Калмару [1974 г.].

При  $\alpha > 1$  равновесная концентрация  $\text{SO}_3$  минимальна при максимальной температуре (2200 К) и максимальна при низкой температуре (600 К), когда термической диссоциации кислорода на атомы практически не происходит. Например, при  $\alpha = 1,1$  и температуре 800 К расчетная концентрация атомарного кислорода составляет лишь  $10^{-12}\%$ . Такой концентрации недостаточно для образования имеющегося при этой температуре  $\text{SO}_3$ . Даже если предположить, что весь атомарный кислород, присутствующий в равновесной смеси продуктов горения, расходуется только на образование  $\text{SO}_3$  (на самом деле, по А. Б. Хедли [Hedley A. B., 1963 г.], атомарный кислород расходуется в первую очередь на окисление углеводородной части топлива), то окажется, что атомарного кислорода термической диссоциации достаточно для получения образовавшегося серного ангидрида лишь при температуре  $\geq 1650$  К.

При температуре до 1650 К,  $\alpha = 1,0 \div 1,5$  концентрация ато-

марного кислорода недостаточна для образования равновесной концентрации  $SO_3$ . Лишь при  $\alpha = 0,6$  имеющегося атомарного кислорода достаточно для протекания реакции (2.64). Если даже согласиться с мнением В. Л. Гудзюка и В. И. Бахирева (1972 г.), что при доокислении сернистого ангидрида в серный решающее значение имеют реакции горения, в процессе которых образуется действительная концентрация атомарного кислорода, более чем на порядок превышающая равновесную, то и в этом случае, как показали расчеты САФ ВНИИПромгаза, концентрации атомарного кислорода недостаточно для образования равновесной концентрации серного ангидрида. В то же время молекулярного кислорода достаточно для получения равновесной концентрации серного ангидрида не только при  $\alpha = 1,5$  и  $1,0$ , но даже при  $\alpha = 0,6$ . По мере повышения температуры роль атомарного кислорода возрастает, а молекулярного, наоборот, уменьшается. Равновесной концентрации монооксида серы оказывается также недостаточно для протекания реакции (2.63) вплоть до температуры  $1650\text{ К}$  при  $\alpha = 1$  и  $1,5$ ; это имеет место, несмотря на условно принятое допущение, что вся образующаяся моноокись серы окисляется непосредственно в  $SO_3$ , а не в  $SO_2$  [на самом деле основная часть  $SO$  тратится в соответствии с (2.61) на образование  $SO_2$ ].

Следовательно, в зоне низких температур образование  $SO_3$  возможно в основном по реакции (2.65). Это согласуется с цепным механизмом Н. Н. Семенова, в соответствии с которым итоговой реакцией образования  $SO_3$  является реакция (2.65).

Из анализа данных о степени окисления сернистого ангидрида в серный при теоретических температуре горения и доле атомарного кислорода от общего содержания кислорода в топке в зависимости от  $\alpha$  следует, что, несмотря на уменьшение доли атомарного кислорода с ростом  $\alpha$ , конверсия  $SO_2$  в  $SO_3$  растет.

Изложенные выше данные касаются области температур до  $1650\text{ К}$ . При повышении температуры в топке выше  $1650\text{ К}$  возрастает роль атомарного кислорода в образовании  $SO_3$  и несколько меняется влияние на него отдельных факторов.

Таким образом, в области  $\alpha > 1$  можно выделить три температурные зоны, различающиеся по механизму образования  $SO_3$ . При температурах выше  $1650\text{ К}$ , когда концентрация атомарного кислорода термической диссоциации достаточная, образование  $SO_3$  происходит преимущественно по реакции (2.64). При температурах от  $1650$  до  $1000\text{ К}$  концентрация атомарного кислорода термической диссоциации оказывается недостаточной и образование  $SO_3$  может происходить как за счет атомарного (2.64), так и молекулярного (2.63) и (2.65) кислорода. При низких температурах ( $< 1000\text{ К}$ ), когда моноокись серы и атомарный кислород термической диссоциации практически отсутствуют, образование  $SO_3$  может происходить почти исключительно за счет молекулярного кислорода по реакции (2.65).

Данные термодинамических расчетов, проведенных в ЭНИИ и МО ЦКТИ для продуктов горения канско-ачинского угля и вы-

сокосернистого мазута, подтвердили качественно и в определенной степени количественно изложенные выводы о роли атомарного и молекулярного кислорода в образовании  $\text{SO}_3$  в различных температурных зонах факела сероводородсодержащего газа.

### *2.6.3. Применение результатов термодинамических расчетов для разработки схемы выгорания сероводорода и образования серного ангидрида в факеле*

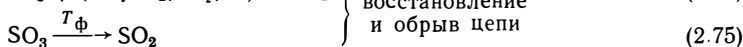
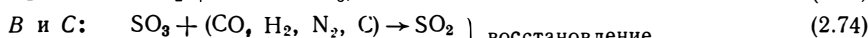
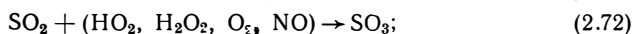
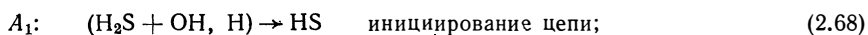
Изложенные выше материалы показывают целесообразность построения общей схемы превращения сернистых компонентов — от выгорания  $\text{H}_2\text{S}$  до образования  $\text{SO}_3$ . Для построения гипотетического механизма выгорания  $\text{H}_2\text{S}$  и образования  $\text{SO}_3$  в САФ ВНИИпромпгаза проанализирована термодинамическая вероятность широкого круга реакций. Из рассмотренных четырех реакций окисления  $\text{H}_2\text{S}$  одна термодинамически невероятна, а еще одна, будучи тримолекулярной, в обычных режимах работы топки также маловероятна. Отсюда следует, что возможны лишь две реакции взаимодействия  $\text{H}_2\text{S}$  — с  $\text{OH}$  и  $\text{H}$ .

Из рассмотренных выше экспериментальных данных следует, что  $\text{H}_2\text{S}$  интенсивно выгорает на начальном участке факела — в зоне  $A_1$ , где мало атомарного кислорода, а концентрации гидроксила, согласно расчетам равновесных концентраций, на несколько порядков выше, чем  $\text{O}$ . Это позволяет отдать предпочтение реакции  $\text{H}_2\text{S} + \text{OH}$ , в результате которой образуется радикал  $\text{HS}$ . Следует отметить, что термодинамически вероятная реакция  $\text{H}_2\text{S} + \text{H}$  также приводит к образованию  $\text{HS}$ . Реакции  $\text{HS}$  с радикалами и конечными продуктами горения термодинамически вероятны. При этом наибольший интерес вызывает реакция  $\text{HS}$  с  $\text{O}_2$ , избыток которого в начале факела значителен. Что касается реакций  $\text{HS}$  с  $\text{OH}$ , то трудно себе представить, чтобы взаимодействие двух радикалов, концентрации которых по сравнению с концентрацией  $\text{O}_2$  чрезвычайно малы, было бы статистически вероятным. Если же эта реакция все-таки произойдет, то в результате, так же как и в реакции  $\text{HS} + \text{O}_2$ , будет получена моноокись серы. Поэтому дальнейшее рассмотрение должно быть связано с  $\text{SO}$ . Из рассмотренных реакций окисления  $\text{SO}$  лишь две протекают не с радикалами —  $\text{SO} + \text{O}_2$  и  $\text{SO} + 2\text{NO}$ , но последняя, во-первых, тримолекулярная, а во-вторых, может протекать при больших концентрациях  $\text{NO}$ , что возможно в зонах  $A_1$  и  $A_2$  лишь при сжигании топлив с большим содержанием связанного азота. Отсюда следует, что предпочтение надо отдать реакции  $\text{SO} + \text{O}_2 \rightleftharpoons \text{SO}_2 + \text{O}$ .

Обсудим возможность протекания реакций окисления  $\text{SO}_2$  до  $\text{SO}_3$  в различных зонах факела. В зоне  $A_1$  при температурах до 1000—1300 К равновесные концентрации  $\text{HO}_2$  и  $\text{H}_2\text{O}_2$  на несколько порядков больше, чем концентрация атомарного кислорода. Поэтому в зоне  $A_1$  предпочтительнее взаимодействия  $\text{SO}_2 + \text{HO}_2$  и  $\text{SO}_2 + \text{H}_2\text{O}_2$ . В этой же зоне, видимо, может протекать под воздействием катализаторов реакция  $\text{SO}_2 + \frac{1}{2}\text{O}_2 \xrightarrow{\text{kt}} \text{SO}_3$ . Кроме того,

окись азота, образовавшаяся из азота топлива или попавшая с газами рециркуляции, соединяясь с  $\text{SO}_2$ , может восстанавливаться до  $\text{N}_2$  и  $\text{N}_2\text{O}$ , при этом образуется  $\text{SO}_3$ . Как показали расчеты САФ ВНИИпромгаза, в зонах  $A_2$  и  $B$  атомарного кислорода достаточно для протекания реакции  $\text{SO}_2 + \text{O} \rightleftharpoons \text{SO}_3$ , поэтому последняя реакция является определяющей в высокотемпературных зонах факела. По мере повышения температуры и концентрации  $\text{SO}_3$  все большее влияние начинают приобретать реакции термической диссоциации и восстановления  $\text{SO}_3$ , которые в зоне  $B$  и начальной части зоны  $C$  определяют уменьшение  $C_{\text{SO}_3}$ .

На основании сказанного вероятную схему зонального выгорания  $\text{H}_2\text{S}$  и образования  $\text{SO}_3$  можно представить следующим образом.



Из схемы видно, что в ее основу положено взаимодействие  $\text{H}_2\text{S}$  с  $\text{H}$  и  $\text{OH}$  и образование радикала  $\text{HS}$ , окисление которого дает  $\text{SO}$ . Окисление  $\text{SO}$  приводит к образованию  $\text{SO}_2$ . Дальнейшее окисление  $\text{SO}_2$  в зонах высоких и низких температур может протекать по-разному: при высоких температурах, видимо, не вызывает сомнения возможность окисления  $\text{SO}_2$  атомарным кислородом, а при пониженных температурах ( $< 1650 \text{ K}$ ), где атомарного кислорода относительно мало и где он расходуется в основном на реакции горения с участием углеводородной части топлива, можно отдать предпочтение каталитической реакции взаимодействия  $\text{SO}_2$  с молекулярным кислородом.

#### 2.6.4. Расчет констант кинетического уравнения для определения концентрации серного ангидрида в различных зонах факела

Кинетика брутто-реакции образования  $\text{SO}_3$  изучалась САФ ВНИИпромгаза совместно с ТашПИ (Б. М. Гурович, С. М. Межеричкий и Г. Ш. Полищук). Обработке подверглись рассмотренные выше данные, полученные при сжигании мазута в топке котла ТП-230 с двумя горелками Ф. А. Липинского. При этом учитывались результаты, полученные в работах А. Б. Хедли, Э. Мэрримэна и А. Леви, и данные ВТИ, ЦКТИ, ИЭИ, ЭНИН, МЭИ.

В общем виде кинетическое уравнение брутто-реакции образования  $\text{SO}_3$  с учетом одновременно протекающих прямой и обратной

реакций может быть представлено в виде

$$dC_{\text{SO}_3}/d\tau = (K_0)_1 C_{\text{O}_2}^{\nu_1} C_{\text{SO}_2}^{\nu_2} \exp[-E_1/(RT_\phi)] - (K_0)_2 C_{\text{SO}_3} \times \\ \times \exp[-E_2/(RT_\phi)], \quad (2.76)$$

где  $(K_0)_1$ ,  $(K_0)_2$  — константы скоростей прямой и обратной реакций;  $E_1$ ,  $E_2$  — энергии активации прямой и обратной реакций.

Для поиска констант кинетического уравнения можно приближенно заменить на малом участке факела, на котором изменение параметров реагирующей системы достаточно мало, параллельное протекание прямой и обратной реакций последовательным, т. е. предполагаем, что на этом участке происходит возрастание  $C_{\text{SO}_3}$  от начального  $(C_{\text{SO}_3})_0$  до определенного промежуточного  $(C_{\text{SO}_3})_n$  по прямой реакции, описываемой первым слагаемым уравнения (2.76), а затем происходит термическое разложение  $\text{SO}_3$  от промежуточного  $(C_{\text{SO}_3})_n$  до опытного значения  $(C_{\text{SO}_3})_{\text{оп}}$  по обратной реакции, описываемой вторым слагаемым уравнения (2.76).

В качестве опорных значений констант на основании данных ИЭИ приняты:  $\nu_1 = 0,5$ ,  $\nu_2 = 1$ ,  $E_1/R = 11\,100$ . Тогда первое слагаемое уравнения (2.76) в интегральной форме может быть записано

$$\Delta C_{\text{SO}_3}/\Delta\tau = (K_0)_1 C_{\text{O}_2}^{0,5} C_{\text{SO}_2} \exp(-11100/T_\phi), \quad (2.77)$$

где  $\Delta\tau$  — промежуток времени, в течение которого температура поддерживается вблизи определенного значения  $T_\phi$  и которому соответствует приращение  $\Delta C_{\text{SO}_3}$ .

Оценивая  $\Delta\tau$  вблизи  $T_{\text{max}}$  по скорости газов в соответствующем сечении, получаем из (2.77)  $K_0 \approx 3$ .

Поиск констант первого слагаемого кинетического уравнения (2.76) в зоне  $A_1$  производился с учетом упомянутых опорных значений в пределах:  $(K_0)_1 = 0,5 \div 10$ ,  $\nu_1 = 0,2 \div 1$ ,  $\nu_2 = 0,5 \div 1,3$ ,  $E_1/R = (5 \div 13) \cdot 10^3$ . В результате расчетов установлено, что для этой зоны наилучшую сходимость со всеми опытными данными дают значения констант:  $(K_0)_1 = 8,5$ ;  $\nu_1 = 0,25$ ;  $\nu_2 = 1,3$ ;  $E_1/R = 7600$ .

Для зоны  $A_2$  константы реакции разложения  $\text{SO}_3$  были приняты по данным ВТИ:  $(K_0)_2 = 1,3 \cdot 10^5$ ,  $E_2/R = 16\,300$ . С учетом результатов поиска констант в зоне  $A_1$  для зоны  $A_2$  заданы пределы поиска:  $(K_0)_1 = 5 \div 12$ ,  $\nu_1 = 0,2 \div 0,7$ ,  $\nu_2 = 0,7 \div 1,3$ ,  $E_1/R = (5 \div 12) \cdot 10^3$ . Наилучшая сходимость с опытными данными достигается при:  $(K_0)_1 = 10$ ,  $\nu_1 = 0,2$ ,  $\nu_2 = 0,7$ ,  $E_1/R = 6800$ .

В зонах  $B$  и  $C$  определялись константы  $(K_0)_2$  и  $E_2/R$ , а в качестве  $(K_0)_1$ ,  $\nu_1$ ,  $\nu_2$  и  $E_1/R$  взяты значения, выделенные для зоны  $A_2$ , т. е. предполагается, что образование  $\text{SO}_3$  во всех зонах, начиная с  $A_2$ , протекает по одному и тому же закону, а отклонение от него  $(C_{\text{SO}_3})_{\text{оп}}$  определяется лишь различием в закономерностях термического разложения  $\text{SO}_3$ . В результате расчетов получена

наилучшая сходимость с опытными данными для зоны *B* при значениях  $(K_0)_2 = 78$ ,  $E_2/R = 3000$ , а для зоны *C* —  $(K_0)_2 = 58$ ,  $E_2/R = 2520$ .

Полученные данные свидетельствуют, что комплекты констант меняются от зоны к зоне (табл. 2.3). Это показывает, что даже рядом расположенные зоны факела отличаются по условиям образования и термического разложения  $SO_3$ .

Т а б л и ц а 2.3

Оптимальные значения констант кинетического уравнения брутто-реакции образования  $SO_3$

Зона	$(K_0)_1$	$\nu_1$	$\nu_2$	$E_1/R$	$(K_0)_2$	$E_2/R$
<i>A</i> <sub>1</sub>	8,5	0,2	1,3	7600	—	—
<i>A</i> <sub>2</sub>	10	0,2	0,7	6800	1,3	16300
<i>B</i>	10	0,2	0,7	6800	78	3000
<i>C</i>	10	0,2	0,7	6800	58	2520

Следовательно, для  $SO_3$ , так же как и для  $NO$ , справедливо деление факела на зоны, в каждой из которых существуют характерные лишь для нее условия образования и разложения  $SO_3$ . Отсутствие в мазутном факеле единого макрокинетического закона образования  $SO_3$  подтверждает допустимость зонального подхода для этого компонента. Сопоставление экспериментальных данных с расчетными по уравнению (2.76) показало их хорошее согласие при подстановке в него констант, приведенных в табл. 2.3. Это значит, что границы между отдельными зонами факела установлены правильно.

### **ОСОБЕННОСТИ СОВМЕСТНО-РАЗДЕЛЬНОГО СЖИГАНИЯ ГАЗА И МАЗУТА В ОДНОЙ ТОПКЕ**

#### **3.1. Регулирование температуры перегретого пара в газомазутных котлах**

Работа котлов на природном газе в буферном режиме приводит к необходимости сжигать в одной топке поочередно то газ, то основные виды топлива — мазут или угольную пыль. Теплообменные характеристики газового, мазутного и пылеугольного факелов сильно отличаются друг от друга. Несоответствие теплообменных свойств пламен приводит к тому, что при переходе с одного вида топлива на другой не удастся сохранить одинаковое тепловосприятие экранных поверхностей нагрева. Так, например, при сжигании мазута, факел которого обладает сильными радиационными свойствами, экранные поверхности поглощают большое количество теплоты, и температура дымовых газов на выходе из топочной камеры сильно снижается. При сжигании же газа экранные поверхности поглощают значительно меньше теплоты, и температура дымовых газов на выходе из топки оказывается чрезмерно высокой. По указанной причине при переходе с мазута на газ температура перегретого пара обычно увеличивается на 30—50 К, а при переходе с угольной пыли на газ снижается на 10—40 К. Например, исследования головных образцов газомазутного котельного агрегата ТГМ-84, выполненные ЦКТИ и Таганрогским котлостроительным заводом, показали, что при работе трех рядов горелок на газе нагрузка котла не превышала 67 % от номинальной, так как дальнейший подъем нагрузки вызывал увеличение температуры перегретого пара выше допустимой.

Эксплуатационные испытания показывают, что температура металла труб пароперегревателей в газомазутных котлах ТГМ-94 проектной мощностью 150 МВт при работе на газе достигает недопустимо высоких значений уже при нагрузках 130 МВт. Отмеченное явление в той или иной мере свойственно всем без исключения котлам, работающим на газе и резервных видах топлива.

К современным методам регулирования температуры перегретого пара предъявляются следующие основные требования: достаточно широкий диапазон регулирования; надежность регулирующих устройств; минимальное снижение КПД установки в процессе регулирования; минимальные энергетические затраты на осуществление процесса регулирования; минимальные капитальные затраты на внедрение метода регулирования; малая инерционность (или время запаздывания).

Жесткие требования, предъявляемые к стабильности перегрева пара, постоянно привлекают внимание специалистов к решению этой проблемы. В настоящее время на практике применяется ряд способов регулирования температуры перегретого пара. Однако ни один из них в полной мере не удовлетворяет современным требованиям. Поэтому в котельных агрегатах обычно применяют одновременно несколько способов регулирования. Такое сочетание хотя удорожает и усложняет процесс регулирования, все же широко применяется на практике, так как позволяет повысить надежность и обеспечить тонкое регулирование, расширить его пределы. К сожалению, указанная мера далеко не всегда позволяет добиваться требуемых результатов, особенно в котельных установках, работающих в буферном режиме или на переменных нагрузках.

Ниже приводится краткая характеристика известных в настоящее время способов регулирования и мер, применяемых при переходе с одного вида топлива на другой для устранения последствий нарушения режима теплопередачи в топочном объеме. Прежде чем рассмотреть методы регулирования, приведем сведения о мерах, применяемых для статического изменения температуры перегретого пара.

В последние годы при переводе паровых котлов с мазута на природный газ весьма широко применяется удаление до 40 % поверхности пароперегревателей. Такая мера обеспечивает заметное снижение температуры перегретого пара. Однако способ этот имеет серьезные недостатки. Во-первых, при переходе котельной установки на мазут температура пара становится настолько низкой, что приводит к резкому снижению экономичности котельных установок, а в ряде случаев надежная эксплуатация паровых турбин становится при этом вообще невозможной. Во-вторых, уменьшение поверхности нагрева приводит к увеличению потери теплоты с уходящими газами вследствие повышения температуры последних. В-третьих, металл труб пароперегревателя не извлекается при этом от воздействия повышенных температур продуктов горения природного газа. Вследствие этого перегреватели с частично вырезанными поверхностями нагрева выходят из строя в несколько раз быстрее, чем обычно.

При переводе на природный газ пылеугольных котлов температура перегретого пара не растет, а, наоборот, снижается. В этих случаях широко применяется торкретирование шамотом и огнеупорной массой определенной части экранных поверхностей нагрева. Указанная мера снижает тепловосприятие топочных экранов и повышает температуру дымовых газов, покидающих топку, что приводит к росту температуры перегретого пара. Торкретирование экранных поверхностей обладает существенным недостатком: при переходе на основное топливо (угольная пыль) температура перегретого пара повышается недопустимо высоко.

Общий недостаток рассмотренных выше способов заключается в следующем. Изменение температуры перегретого пара в процессе эксплуатации указанными выше способами невозможно, поэтому



их применение оправдано при переводе паровых котлов лишь для постоянной работы на природном газе. Указанный недостаток резко снижает ценность рассмотренных способов. Применительно к паровым котлам, работающим на газе в буферном режиме или на переменных нагрузках, рассмотренные способы непригодны вообще.

В этих условиях более ценны способы динамического воздействия на температуру перегретого пара, позволяющие регулировать ее значение. Все известные способы регулирования температуры перегретого пара можно разделить на паровые и газовые.

Одним из наиболее распространенных средств парового регулирования являются поверхностные пароохладители. Они имеют достаточно широкий диапазон регулирования, достигающий 40—50 К. Однако такой диапазон обеспечивается при переходе через пароохладитель 40—60 % питательной воды. Нагретая в пароохладителе вода повышает температуру питательной воды на 20—25 К, что приводит к повышению температуры уходящих газов за экономайзером и снижению экономичности котельной установки. Крупным и серьезным недостатком пароохладителей является ненадежность, которая обусловлена температурными напряжениями в толстостенных деталях корпусов в месте пересечения их трубами с другой температурой среды. Достигающие больших значений и непостоянные во времени перепады температур приводят к аварийному выходу из строя пароохладителей. Поверхностные пароохладители дороги в изготовлении и эксплуатации, так как при использовании их для охлаждения котловой воды требуется дополнительной жесткий контроль качества перегретого пара для своевременной фиксации попадания загрязненной воды в паровую полость пароохладителя. Регулирование с помощью пароохладителей обладает большой инерционностью, достигающей 300—420 с при времени запаздывания  $\Delta\tau_3 = 120 \div 180$  с.

Отмеченные недостатки приводят к тому, что поверхностные пароохладители вытесняются более совершенным способом парового регулирования, основанным на применении впрыскивающих пароохладителей. В такие пароохладители обычно впрыскивается охлаждающая вода в количестве до 8—12 % от производительности котельной установки. Регулирование с помощью впрыскивающих пароохладителей обладает малой инерционностью. Время запаздывания  $\Delta\tau_3$  не превышает 30—60 с. Впрыскивающие пароохладители просты в изготовлении и надежны в эксплуатации. Однако и этому способу регулирования свойственны серьезные недостатки, которые обусловлены крайне жесткими требованиями к качеству охлаждающей воды. Концентрация примесей в воде не должна заметно превышать концентрации примесей в паре. Указанное требование привело к тому, что в последние годы находит применение усложненная схема приготовления конденсата в специальных теплообменниках путем охлаждения части пара питательной водой. Применение указанной схемы приводит к повышению температуры уходящих газов. Кроме того, применение впрыскивающего пароохладителя приводит к снижению КПД цикла. Так, при регулировании

промежуточного перегрева кпд цикла снижается примерно на 0,16 % на каждый процент впрыска (доля впрыскиваемой воды определяется от общего расхода воды на питание котла). По этой причине впрыскивающие пароохладители для регулирования промежуточного перегрева применяются лишь в качестве резервного или аварийного мероприятия.

Существенным недостатком рассмотренных выше способов является возможность регулирования температуры перегретого пара лишь в одну сторону, т. е. в сторону ее снижения. По этой причине при изготовлении котлов приходится значительно увеличивать поверхности пароохладителей для создания запаса на регулирование.

Помимо паровых методов в последние годы начинают широко применять газовые методы регулирования, например регулирование температуры перегретого пара путем перепуска части дымовых газов мимо пароперегревателя. На практике находит применение и другой способ газового регулирования — рециркуляция газов из конвективного газохода в топку. При подаче охлажденных газов в нижнюю часть топки из-за снижения температурного уровня снижается тепловосприятие экранных поверхностей. Температура топочных газов на входе в пароперегреватель повышается и температура перегретого пара растет, и тем более, чем выше коэффициент рециркуляции. При подаче же газа из конвективной шахты в верхнюю часть топки температура топочных газов перед входом в пароперегреватель снижается, соответственно уменьшается и температура перегретого пара. Диапазон регулирования температуры перегретого пара при этом достигает 20—35 К.

Известен способ регулирования температуры перегретого пара путем отключения отдельных рядов горелок по высоте топки. При этом по мере отключения горелок, начиная с верхнего ряда, температура перегретого пара уменьшается, так как снижается положение высокотемпературного ядра факела и растет тепловосприятие экранных поверхностей нагрева.

Наконец, существует способ газового регулирования температуры перегретого пара с помощью поворотных горелок. Практика использования этого способа на котлах ПК-10п завода им. С. Орджоникидзе (г. Подольск) показала, что при полном угле разворота сопл горелок (от крайнего верхнего до крайнего нижнего положения)  $32^\circ$  изменение температуры перегретого пара достигает 50—52 К. Время запаздывания  $\Delta\tau_3 = 15 \div 30$  с. Окончательное выравнивание температуры наступает через 120—150 с.

Между паровыми и газовыми методами регулирования температуры перегретого пара существует принципиальная разница, которая наглядно видна из сравнения вариантов *a* и *b* на рис. 3.1.

При регулировании охлаждением пара максимальный расход воды в пароохладитель предусматривается на номинальной нагрузке. Это приводит к необходимости увеличения дорогостоящей поверхности пароперегревателя для создания запаса на паровое регулирование. При этом методе увеличиваются затраты энергии

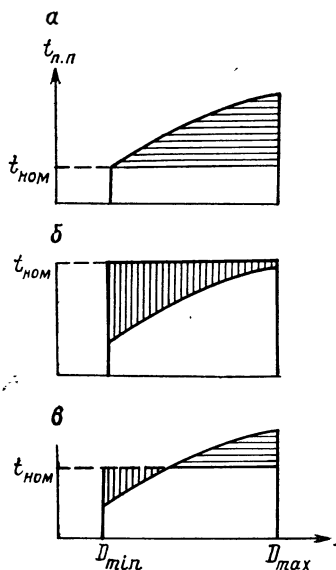


Рис. 3.1. Принципиальные схемы паровых (а), газовых (б) и комбинированных (в) методов регулирования температуры перегретого пара.

на сопротивление пароперегревателя, повышается давление в барабане котла. Заметно растут затраты энергии на привод питательных насосов. Существенно, что повышение энергетических затрат наблюдается именно при максимальной нагрузке энергоблока и вспомогательного оборудования.

При газовом регулировании нет необходимости иметь запас пароперегревательных поверхностей нагрева, что заметно снижает капитальные затраты на сооружение котла. При его работе на номинальной нагрузке нет необходимости вмешиваться в течение топочных процессов. Лишь по мере снижения нагрузки увеличивается требуемый диапазон регулирования. Однако это уже не связано с перегрузкой вспомогательных механизмов и оборудования. Газовые методы позволяют не только снижать, но и повышать температуру пара.

Газовые методы регулирования температуры перегретого пара обычно грубее паровых, и поэтому в ряде случаев целесообразно сочетание различных газовых методов или комбинированное применение газовых методов с одним из паровых. Как видно из рис. 3.1, в, при этом, с одной стороны, резко облегчаются условия парового регулирования (сокращается требуемый запас поверхностей нагрева, уменьшаются количество впрыскиваемой воды и энергетические затраты на собственные нужды), с другой — обеспечивается достаточно высокая тонкость регулирования.

На рис. 3.2 показаны схемы регулирования при изменении нагрузки, но при сохранении одного вида топлива. В тех же случаях, когда в процессе эксплуатации наряду с нагрузкой может меняться и род сжигаемого топлива, схемы регулирования несколько усложняются.

Рассмотрим, к примеру, зависимость температуры перегретого пара  $t_{п.п}$  от производительности котла при попеременном сжигании мазута и природного газа, но при прочих одинаковых условиях. Эта зависимость показана на рис. 3.3 условно прямыми линиями (в реальных условиях эта зависимость не линейная). Точка  $t_1$  (на рис. 3.3, а—в) соответствует значению температуры перегретого пара при номинальной нагрузке  $(D/D_0)_{мин}$  и работе на мазуте. С увеличением паропроизводительности температура перегретого пара повышается и при максимальной нагрузке  $(D/D_0)_{маx}$  достигает значения  $t_2$ . Таким образом, необходимый диапазон регули-

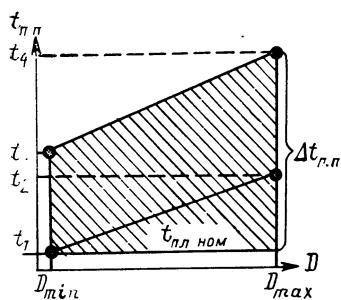


Рис. 3.2. Зависимость температуры перегретого пара от нагрузки котла.

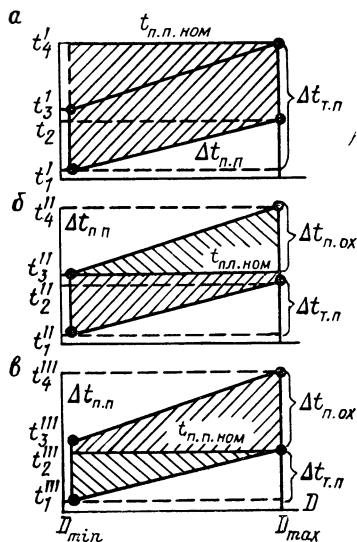


Рис. 3.3. Схема регулирования температуры перегретого пара.

а — изменение теплопоглощения топки; б, в — комбинированный способ.

рования температуры перегретого пара при сжигании только мазута в диапазоне изменения нагрузки от  $(D/D_0)_{\min}$  до  $(D/D_0)_{\max}$  составляет

$$\Delta t_{п. п}^M = t_2 - t_1. \quad (3.1)$$

С переходом на сжигание природного газа температура перегретого пара повышается и при  $(D/D_0)_{\min}$  составляет  $t_3$ , а при  $(D/D_0)_{\max}$  —  $t_4$ . Необходимый диапазон регулирования при сжигании природного газа и регулировании нагрузки в пределах от  $(D/D_0)_{\min}$  до  $(D/D_0)_{\max}$  составляет

$$\Delta t_{п. п}^R = t_4 - t_3. \quad (3.2)$$

В случае, когда в топке предусмотрено сжигание более двух видов топлива, анализ этих процессов не усложняется, если подобную схему составить для двух крайних по теплофизическим свойствам топлив. Остальные виды топлива займут на рис. 3.3 промежуточное положение и не будут оказывать влияния на выбор потребного диапазона регулирования.

Для удобства дальнейших рассуждений назовем разницу в изменении температуры перегретого пара, вызванную различными теплообменными характеристиками факелов при сжигании различных видов топлива, статической, а необходимый диапазон регулирования температуры перегретого пара, зависящий от диапазона регулирования нагрузки котла, — динамическим. Тогда:

$$\Delta t_{дин}^M = t_2 - t_1; \quad (3.3)$$

$$\Delta t_{дин}^R = t_4 - t_3; \quad (3.4)$$

$$\Delta t_{ст} = t_3 - t_1; \quad (3.5)$$

$$\Delta t_{\text{ст}}'' = t_4 - t_2. \quad (3.6)$$

Здесь индексы «м» и «г» обозначают род сжигаемого топлива (соответственно мазут и газ); перепад температур, соответствующий минимальной нагрузке, обозначен одним штрихом, а максимальной нагрузке — двумя.

Отсюда ясно, что теплообмен в топках котлов с паровыми методами регулирования необходимо рассчитать исходя из условия сжигания того топлива, которое обеспечивает наиболее низкие значения температуры перегретого пара (в нашем примере таким топливом является мазут) таким образом, чтобы при  $(D/D_0)_{\text{min}}$  и выключенных переохладителях обеспечивалось номинальное значение температуры перегретого пара. В противном же случае (если, к примеру, расчет теплообмена осуществляется применительно к природному газу) температура перегретого пара резко падает при работе на мазуте даже с полностью отключенными пареохладителями. Поэтому суммарный потребный диапазон регулирования температуры перегретого пара, вызванный изменением паропроизводительности и вида сжигаемого в топке топлива, составляет

$$\Delta t_{\text{п. п}} = t_4 - t_1 = \Delta t_{\text{дин}}^{\text{м}} + \Delta t_{\text{ст}}''. \quad (3.7)$$

А теперь посмотрим, каким образом можно обеспечить столь широкий диапазон регулирования за счет не только паровых, но и газовых методов регулирования температуры перегретого пара. В варианте *a* на рис. 3.3 расчет теплообмена в топке и пароперегревателе производится для условия сжигания природного газа при максимальной нагрузке котла. Статическое изменение перегрева пара, связанное с переходом на мазут, а также динамическое изменение температуры перегретого пара, связанное с изменением нагрузки, поддерживаются на нормальном или заданном уровне регулирования теплообмена в топке, т. е.

$$\Delta t_{\text{п. п}} = t_4' - t_1' = \Delta t_{\text{т. п}}. \quad (3.8)$$

где  $\Delta t_{\text{т. п}}$  — диапазон регулирования температуры перегретого пара, обеспечиваемый методами регулирования топочных процессов.

В другом варианте (рис. 3.3, б) показана одна из многих возможных схем комбинированного метода регулирования. В этом случае теплообмен в топке и пароперегревателе рассчитывается для условия, когда в топке сжигается природный газ при минимальной паропроизводительности и выключенных пареохладителях.

Изменением суммарного теплообмена в топке за счет применения газового метода регулирования производится изменение температуры перегретого пара в диапазоне

$$\Delta t_{\text{т. п}} = \Delta t_{\text{дин}}^{\text{м}} + (\Delta t_{\text{ст}}' - \Delta t_{\text{дин}}^{\text{м}}) = t_3'' - t_1''. \quad (3.9)$$

Диапазон динамического регулирования  $\Delta t_{\text{дин}}^{\text{г}}$  обеспечивается с помощью пареохладителей:

$$\Delta t_{\text{п. ох}} = \Delta t_{\text{дин}}^{\text{г}} = t_4'' - t_3''. \quad (3.10)$$

суммарный диапазон регулирования

$$\Delta t_{п. п} = \Delta t_{т. п} + \Delta t_{п. ох}, \quad (3.11)$$

где  $\Delta t_{п. ох}$  — диапазон регулирования температуры перегретого пара, обеспечиваемый охлаждением пара.

Теплообмен в топке и пароперегревателе рассчитывается для условия сжигания в топке мазута при максимальной производительности. Изменением суммарного теплообмена в топке осуществляется регулирование температуры перегретого пара в диапазоне

$$\Delta t_{т. п} = t_2''' - t_1''' = \Delta t_{дин}^M. \quad (3.12)$$

Диапазон регулирования, обеспечиваемый пароохладителем:

$$\Delta t_{п. ох} = t_4''' - t_2''' = \Delta t_{дин}^r + \Delta t_{ст}''' - \Delta t_{дин}^M. \quad (3.13)$$

Выше рассмотрены принципиальные схемы регулирования температуры перегретого пара при сжигании газа и мазута. Очевидно, эти схемы не претерпят изменений, если рассматривать любые виды топлива, резко различающиеся по теплообменным характеристикам факела, такие, например, как доменный и коксовый газы, природный газ и уголь.

### 3.2. Радиационный теплообмен в топках газомазутных котлов

Для расчета теплообмена в камерах и полуоткрытых топках котлов наиболее широко применяется метод ЦКТИ, основанный на использовании теории подобия при анализе топочных процессов [16]. Исходной для расчета теплообмена по этому методу является формула

$$\theta = T_{т}''/T_{а} = \text{Bo}^{0,6} / (M a_{т}^{0,6} + \text{Bo}^{0,6}), \quad (3.14)$$

где  $T_{т}''$  — температура газов на выходе из топки, К;  $T_{а}$  — теоретическая температура горения, которая имела бы место при адиабатическом (без потерь теплоты в окружающую среду) сгорании, К;  $M$  — параметр температурного поля;  $a_{т}$  — степень черноты топки;  $\text{Bo}$  — критерий Больцмана.

Параметр  $M$  определяется в зависимости от относительного расположения максимума температуры пламени по высоте топки и при сжигании газа и мазута принимается равным

$$M = 0,54 - 0,2X_{т}, \quad (3.15)$$

а при сжигании твердых топлив —

$$M = 0,59 - 0,5X_{т}. \quad (3.16)$$

Величина  $X_{т}$  в свою очередь связана с относительным уровнем расположения горелок  $X_{г}$ :

$$X_{г} = H_{г}/H_{т}, \quad (3.17)$$

где  $H_{г}$  — высота расположения осей горелок от пода топки или середины холодной воронки;  $H_{т}$  — общая высота топки от пода

или середины холодной воронки до середины окна для выхода газов из топки или до ширм при полном заполнении ими верхней части как по ширине, так и по глубине. При расположении горелок в несколько ярусов определяется усредненное значение  $H_r$ :

$$H_r = (B_1 H_{r1} + B_2 H_{r2} + B_3 H_{r3} + \dots) / (B_1 + B_2 + B_3 + \dots), \quad (3.18)$$

где  $B_1, B_2, B_3$  — расход топлива соответственно через горелки первого, второго и третьего ярусов;  $H_{r1}, H_{r2}, H_{r3}$  — высота расположения осей соответственно первого, второго и третьего ярусов от пода или середины холодной воронки.

Для камерных топок при нижнем горизонтальном расположении осей горелок и верхнем отводе газов из топки обычно принимается

$$X_T = X_r = H_r / H_T. \quad (3.19)$$

Однако в зависимости от режимных условий и характера протекания топочных процессов здесь возможны отклонения в ту или иную сторону. Поэтому для характеристики величины  $X_r$  принимается более общая формула

$$X_T = X_r + \Delta X. \quad (3.20)$$

Степень черноты топочной среды определяется по формуле

$$a_r = 1 - e^{-kps}, \quad (3.21)$$

где  $k$  — коэффициент ослабления лучей топочной средой;  $p$  — давление в топке;  $s$  — эффективная толщина излучающего слоя.

Эффективная степень черноты факела  $a_\phi$  зависит от рода топлива и условий его сжигания. Она определяется эмиссионными характеристиками трехатомных газов и водяного пара и содержанием в объеме топочных газов взвешенных твердых частиц сажи, кокса и золы. При сжигании газа и мазута эффективная степень черноты факела может быть определена по формуле

$$a_\phi = m a_{св} + (1 - m) a_r, \quad (3.22)$$

где  $a_{св}$  — степень черноты светящегося факела;  $a_r$  — степень черноты несветящихся трехатомных топочных газов;  $m$  — коэффициент заполнения топочного объема светящимся пламенем.

Степень черноты экранированных камерных топок

$$a_r = a_\phi / [a_\phi + (1 - a_\phi) \psi_{ср}]. \quad (3.23)$$

Здесь  $\psi_{ср}$  — среднее значение коэффициента тепловой эффективности экранов:  $\psi = x\xi$ , где  $x$  — угловой коэффициент экранов;  $\xi$  — коэффициент загрязнения экранов, при сжигании газа принимается равным 0,65, а при сжигании мазута — 0,55.

Если стенки топки закрыты экранами, имеющими разные угловые коэффициенты  $x$ , или экраны покрывают не все стены, определяют среднее значение

$$\psi_{ср} = \sum \psi_i F_i / F_{ст}, \quad (3.24)$$

где  $F_{ст}$  — суммарная поверхность стен топки;  $F_i$  — отдельные участки поверхности стен топки.

Критерий Больцмана

$$Bo = \frac{\varphi B_p V_{ср}}{5,67 \cdot 10^{-8} \psi_{ст} F_{ст} T_a^3}, \quad (3.25)$$

где  $B_p$  — расчетный расход топлива:

$$B_p = B (1 - q_4/100); \quad (3.26)$$

$q_4$  — потеря теплоты от механической неполноты сгорания, %;  $V_{ср}$  — средняя суммарная теплоемкость продуктов горения 1 кг топлива в интервале температур  $\vartheta_a - \vartheta_{т}''$ ;  $\varphi$  — коэффициент сохранения теплоты:

$$\varphi = 1 - q_5 (\eta + q_5), \quad (3.27)$$

$\eta$  — кпд котла, %;  $q_5$  — потеря теплоты от наружного охлаждения, %.

Для расчета двухкамерных топok получила распространение методика ВТИ—ЭНИН. В данном случае расчет выполняется раздельно для камеры сгорания, шлакоулавливающего пучка и камеры охлаждения. В основу разработанного метода положены закономерности радиационного теплообмена в топке, заполненной излучающей средой и имеющей в общем случае поверхность нагрева, обмуровку и слой горящего топлива. Метод позволяет учесть такие факторы, как температура теплоносителя, термическое сопротивление и степень черноты загрязняющего слоя золовых отложений, селективность топочных газов, т. е. такие, которые не учитываются в явном виде в ранее рассмотренном методе расчета.

Расчетную основу метода составляет система уравнений, описывающих теплообмен в топках. К ней относятся:

— уравнение радиационного теплообмена топочной среды с поверхностями нагрева

$$Q_{л} = \frac{\sigma_0 d_{т} H_{л}}{B_p \kappa} (T_{\phi}^4 - T_4^3); \quad (3.28)$$

— уравнение теплового баланса топочной камеры

$$Q_{л} = \varphi V_{ср} (T_a - T_3) = \varphi (Q_{т} = I_{т}''); \quad (3.29)$$

— уравнение теплопередачи между внешними слоями загрязнений поверхностей нагрева и теплоносителя

$$Q_{л} = \frac{H_{л}}{B_p (\varepsilon + 1/\alpha_2)} (T_3 - T_{ср}); \quad (3.30)$$

— замыкающее эмпирическое уравнение для определения эффективной температуры топочной среды

$$T_{\phi} = T_{т} \left( 1 + \sum_{i=1}^n \Delta_i \right), \quad (3.31)$$

где  $Q_{л}$  — теплота, выделенная в топке;  $\sigma_0 = 5,67 \cdot 10^{-8}$  — коэффи-



коэффициент излучения абсолютно черного тела, Вт/(м<sup>2</sup>·К<sup>4</sup>);  $T_T$  — текущее значение температуры в топке, К;  $T_\Phi$  — эффективная температура факела, К;  $T_3$  — температура поверхности слоя загрязнения, К;  $I_T''$  — энтальпия газов на выходе из топки, К;  $T_{cp}$  — температура среды, протекающей в трубах, К;  $\kappa$  — коэффициент, учитывающий влияние селективности среды на радиационный теплообмен; при беспламенном сжигании газа из-за различий в поглощательной и излучательной способности факела его значение может находиться в пределах 1,08—1,20 (при  $\psi = 0,2 \div 1,0$ ;  $a_\Phi = 0,1 \div 0,6$  и  $T_3/T_\Phi = 0,4 \div 0,9$ ), во всех остальных случаях  $\kappa = 1,0$ ;  $\varepsilon$  — термическое сопротивление слоя загрязнений, м<sup>2</sup>·г·К/кДж;  $1/\alpha_2$  — термическое сопротивление переходу теплоты от стенки трубы к охлаждающей среде, м<sup>2</sup>·г·К/кДж.

Указанная система уравнений в безразмерном виде выглядит так:

$$\kappa (Bo/a_T)(1 - \theta_T) = \theta_T^4 - \theta_3^4; \quad (3.32)$$

$$Bo(1 - \theta_T) = q_n / (\sigma_0 T_a^4); \quad (3.33)$$

$$\theta_3 = \theta_{cp} + (1/\alpha_2 + \varepsilon) q_n / T_a; \quad (3.34)$$

$$\theta_\Phi = 1 + \sum_{i=1}^n \Delta_i, \quad (3.35)$$

где  $q_n$  — удельное количество теплоты, переданное в топке, Вт/м<sup>2</sup>;  $\theta_\Phi = T_\Phi/T_T$ ;  $\theta_T = T_T/T_a$ ;  $\theta_T'' = T_T''/T_a$ ;  $\theta_3 = T_3/T_a$ ;  $\theta_{cp} = T_{cp}/T_a$ ;

$$\sum_{i=1}^n \Delta_i = \Delta_p + \Delta_r + \Delta_\Phi + \Delta_\kappa; \quad (3.36)$$

$\Delta_i$  — поправки, учитывающие влияние на  $T_\Phi$  ( $\theta_\Phi$ ) различных факторов: рода топлива —  $\Delta_p$ , конструктивных особенностей горелочных устройств —  $\Delta_r$ , угла наклона оси факела к горизонтали —  $\Delta_\Phi$ , степени экранирования камеры —  $\Delta_\kappa$ .

Рекомендуется выбирать следующие значения поправок на род топлива: для мазута  $\Delta_p = 0,06$ , для газа  $\Delta_p = 0,08$ . Конструктивные особенности горелочных устройств могут быть учтены таким образом. Поправка  $\Delta_r = 0$  при сжигании мазута. В очень широких пределах изменяется поправка для газогорелочных устройств: от  $\Delta_r = +0,66$  при коротком факеле до  $\Delta_r = -0,05$  при растянутом факеле. Поправка  $\Delta_\Phi$  определяется по формуле

$$\Delta_\Phi = 0,002\varphi, \quad (3.37)$$

где  $\varphi$  — угол наклона осей к горизонтали. Поправка  $\Delta_\kappa$  принимается равной нулю при  $\kappa > 0,4$ . При значениях  $\kappa \leq 0,4$   $\Delta_\kappa = -0,04$ .

Существуют попытки связать значения  $\theta_\Phi$  с параметрами, определяющими температурный режим в топке. Так, Г. Л. Поляком, С. Н. Шориным предложена формула

$$\theta_\Phi = m\theta_T^{4n}, \quad (3.38)$$

где  $m$  — множитель подобия температурных полей;  $n$  — показатель температурного режима. А. Г. Блох приводит формулу

$$\theta_{\phi} = A \int_0^1 x^{4t} e^{-4px} dx, \quad (3.39)$$

где  $A$ ,  $p$ ,  $t$  — параметры температурного поля топки;  $x$  — расстояние от места ввода топлива до точки факела с температурой  $\theta$ , выраженное в долях от полной длины факела или высоты топки.

Более подробно с методами расчета теплообмена в топке можно познакомиться в работах В. В. Митора, А. С. Невского, С. Н. Шорина. Однако и приведенных здесь материалов достаточно, чтобы убедиться в том, что на теплообмен в топке сильно или заметно влияние оказывают такие факторы, как род сжигаемого топлива, локализации зоны максимальных температур ядра факела, характер температурного поля в объеме топки, конструктивные особенности горелочных устройств, характер развития факела в объеме топки, эмиссионные характеристики (степень черноты) факела и т. д. Не случайно в рассмотренных выше современных методах расчета существуют попытки каким-то образом учесть влияние этих факторов.

### 3.3. Оценка потребного диапазона регулирования суммарного теплообмена в топках

Переход с одного вида топлива на другой неизбежно приводит к изменению тепловосприятия экранных и конвективных поверхностей нагрева, а также к изменению в широких пределах температуры газов на выходе из топки  $T''_T$ . В значительной мере можно было бы повысить надежность и экономичность, а также обеспечить нормальную работу котла, если бы при переменных условиях эксплуатации удалось поддержать температуру газов на выходе из топки на оптимальном, с точки зрения поддержания стабильной температуры пара, уровне.

Попытаемся определить, при каких условиях можно удовлетворить такому требованию. Сделанный анализ показывает, что такие условия могут быть найдены на базе имеющихся достижений в области расчета суммарного теплообмена в топках. Покажем это, основываясь на нормативном методе теплового расчета. Рассмотрим методику определения потребного диапазона регулирования теплообмена на примере барабанных котлов с конвективными пароперегревателями при изменении рода сжигаемого топлива.

При переходе с одного вида топлива на другой

$$x' = x + \Delta x_T, \quad (3.40)$$

где  $x$  — относительное месторасположение максимума температуры пламени, соответствующее оптимальному (или заданному) значению температуры  $\theta''_T$  для первого вида топлива;  $x'$  — то же, для нового вида топлива;  $\Delta x_T$  — необходимая поправка на месторасположение максимума температур, соответствующая сохранению

оптимальной температуры  $\theta_{\tau}^*$  при переходе с одного вида топлива на другой. Тогда

$$M_x = A - Bx; \quad (3.41)$$

$$M'_x = A' - B'(x + \Delta x_{\tau}). \quad (3.42)$$

С помощью этих формул и (3.14) получим:

$$(1/\theta_{\text{опт}} - 1)(\overline{Bo}/\overline{a_{\tau}})^{0,6} = A - Bx; \quad (3.43)$$

$$(1/\theta_{\text{опт}} - 1)(\overline{Bo}'/\overline{a_{\tau}}')^{0,6} = A' - B'x - B'\Delta x_{\tau}. \quad (3.44)$$

Преобразовав уравнения (3.43) и (3.44), получим

$$\Delta x_{\tau} = (1/B')[(A' - B'x) - (A - Bx)(\overline{Bo}/\overline{a_{\tau}})^{0,6} P_{\tau}], \quad (3.45)$$

где  $\overline{Bo} = \overline{Bo}'/\overline{Bo}$ ;  $\overline{a_{\tau}} = \overline{a_{\tau}}'/\overline{a_{\tau}}$ ;  $P_{\tau} = (1/\theta_{\text{опт}}' - 1)/(1/\theta_{\text{опт}} - 1)$ .

Значение относительного критерия Больцмана здесь равно

$$\overline{Bo} = \frac{B'_p V' c (\xi T'_a)^3}{B_p V c (\xi T_a)^3}, \quad (3.46)$$

где  $\xi$  — коэффициент загрязнения экранов, зависящий от рода топлива. Так, для открытых и гладкотрубных экранов в расчетах рекомендуются следующие его значения: для газа — 0,65, для мазута — 0,55.

Из уравнения (3.45) легко получить значение  $\Delta x_{\tau}$  для сочетания конкретных видов топлива. Так, при сжигании любого вида газа и мазута уравнение (3.45) обращается в формулу

$$\Delta x_{\tau} = 1,73 (1 - \overline{Bo}^{0,6} \overline{a_{\tau}}^{-0,6} P_{\tau}) + x_{\tau} (\overline{Bo}^{0,6} \overline{a_{\tau}}^{-0,6} P_{\tau} - 1); \quad (3.47)$$

при сжигании газа и угольной пыли —

$$\Delta x_{\tau} = 1,18 - 1,04 \overline{Bo}^{0,6} \overline{a_{\tau}}^{-0,6} P_{\tau} - x_{\tau} (1 - 0,6 \overline{Bo}^{0,6} \overline{a_{\tau}}^{-0,6} P_{\tau}). \quad (3.48)$$

Приведенные формулы позволяют определить необходимую поправку при изменении не только топлива, но и соотношения сжигаемых топлив.

#### 3.4. Требования к рациональной организации топочных процессов

Для современной теплоэнергетики характерны следующие тенденции: блочная компоновка агрегатов, рост единичных мощностей энергооборудования, повышение рабочих параметров пара, применение промежуточного перегрева пара, увеличение доли переменной части графика нагрузки энергосистем, изменения в структуре топливно-энергетического баланса за счет увеличения доли нефти и газа. Отмеченные тенденции предъявляют значительно более жесткие, чем раньше, а в ряде случаев принципиально новые требования к котлам.

В свете отмеченных тенденций в развитии теплоэнергетики и требований к современным котлам основные задачи в области

рациональной организации топочных процессов можно сформулировать следующим образом: предельно экономичное сжигание топлива с обеспечением регулируемого поля тепловых потоков в объеме топки и газоходах, а также такого химического состава газовой среды, золы и шлаков, при которых независимо от нагрузки котла и теплофизических свойств сжигаемого топлива достигается снижение тепловосприятия наиболее нагруженных элементов поверхностей нагрева ниже предельно допустимых значений, наименьшие отклонения температуры пара за пароперегревателями, минимальное загрязнение и шлакование, а также облегчение очистки поверхностей нагрева, максимальное снижение коррозии поверхностей нагрева, глубокое снижение концентрации токсичных и канцерогенных веществ в дымовых газах ниже предельно допустимых значений.

Можно утверждать, что достигнута оптимизация топочных процессов, если удалось полностью удовлетворить поставленным выше требованиям. Такая оптимизация может быть достигнута тщательным расчетом рабочих процессов и последующей наладкой в случаях, когда условия эксплуатации энергоблоков являются стационарными, т. е. не связаны с заметными колебаниями нагрузки или теплофизических свойств сжигаемого топлива.

Вместе с тем и для указанных случаев оптимальные условия организации топочных процессов не сохраняются постоянными в процессе эксплуатации из-за загрязнений, отложения накипи и продуктов коррозии на поверхности металла, что оказывает существенное влияние на изменение тепловой эффективности поверхностей нагрева. В тех же случаях, когда энергоблоки работают в переменной части графика нагрузки и производительность их меняется в достаточно широких пределах или в топках осуществляется совместно-раздельное сжигание различных видов топлива, говорить о каких-то постоянных оптимальных условиях организации топочных процессов вообще невозможно. Дело в том, что каждой нагрузке и каждому виду топлива соответствует своя оптимальная схема организации топочных процессов. Именно по этой причине обычной наладкой топочных режимов в котлах, работающих при переменных условиях эксплуатации, не удастся добиться удовлетворительных результатов. В данном случае, очевидно, надо говорить о регулируемом оптимуме, при котором каждой нагрузке или роду сжигаемого топлива соответствует своя наиболее оптимальная схема организации топочных процессов.

К сожалению, до сего дня сохранились устаревшая тенденция к применению топочных и горелочных устройств с жесткими, нерегулируемыми параметрами, попытки наладки режима только для нормальных нагрузок и характерного топлива. Такой упрощенный подход, полностью оправдывавший себя на старых тепловых электростанциях с поперечными связями при сжигании одного вида топлива, в настоящее время вступает в явное противоречие с современными требованиями. Удовлетворить всем поставленным выше требованиям — задача чрезвычайно сложная. Однако слож-

ность и многогранность рассматриваемой проблемы не избавляет от необходимости ее решения. Эти требования продиктованы всем ходом развития современной теплоэнергетики. Дать ответ на поставленные вопросы должно сложившееся в последнее время новое научное направление, которое получило название регулирования топочных процессов.

Выполненный выше анализ убеждает в том, что при эксплуатации можно оказывать влияние на основные характеристики котельного агрегата путем соответствующей организации топочных процессов. Поле температур и тепловых потоков в топочном объеме неоднородно. С ростом тепловой неоднородности топочных газов резко расширяются возможности искусственного перераспределения тепловых потоков в топочном объеме. Такая неравномерность резко возрастает с уменьшением числа горелочных устройств. В настоящее время выявилась тенденция к сокращению числа горелочных устройств. Это объясняется ростом единичной производительности котлов. Увеличение в этих условиях числа горелочных устройств усложнило бы эксплуатацию котлов, автоматизацию управления работой горелок и затруднило бы равномерное распределение топлива и воздуха по отдельным горелкам. Таким образом, в условиях ограниченного числа горелочных устройств еще более повышаются роль и эффективность регулирования топочных процессов.

Разработка эффективных методов регулирования топочных процессов, обеспечивающих получение заданных характеристик при изменении в широких пределах режимных параметров и сжигании любых видов топлива, — проблема первостепенной важности в деле дальнейшего повышения надежности, экономичности и маневренности энергооборудования. Анализ физико-химических явлений, характеризующих течение топочных процессов, а также принципов управления ими позволяет все методы регулирования топочных процессов разделить на аэродинамические, диффузионные, распределительные, байпасные и карбюраторные.

Аэродинамические методы основаны на изменении аэроструктуры факела, перемене его положения в топочном объеме или на любом другом способе активного воздействия на динамику топочных газов; диффузионные — на изменении распределения концентраций реагирующих веществ в объеме факела регулируемым распределением топлива в воздушном потоке; распределительные — на распределении тепловой нагрузки по высоте топки, элементам газоходов или между отдельными корпусами дубль-блоков; байпасные — на рециркуляции части топочных газов из газоходов в топку или перепуске части воздуха, необходимого для горения, помимо горелок в нижнюю или верхнюю часть топки; карбюраторные — на подмешивании веществ, способных изменить теплофизические свойства факела. При этом различают горячую карбюрацию, самокарбюрацию и холодную карбюрацию. При горячей карбюрации вещества, изменяющие характеристики пламени, подаются непосредственно в объем горящего факела. Примером здесь может быть

впрыск мазута в объем газового факела для повышения его светимости. При самокарбюрации создаются такие условия сжигания топлива, что в его объеме происходит образование твердых (сажистых) частиц, изменяющих излучательную способность факела. При холодной карбюрации вещества, изменяющие теплофизические свойства факела, подмешиваются к холодному топливу до его сжигания.

Регулирование топочных процессов — крупная самостоятельная проблема, рассмотрение которой выходит за рамки настоящей книги.

### 3.5. Комбинированные газомазутные горелочные устройства

Наиболее широкое применение при сжигании газа и мазута в топках котлов нашли вихревые горелочные устройства. Комбинированные газомазутные горелочные устройства должны удовлетворять не только определенным требованиям, предъявляемым к горелочным устройствам вообще, но и ряду дополнительных требований, обусловленных спецификой совместно-раздельного сжигания двух резко различающихся по теплофизическим свойствам топлив.

Основные требования, предъявляемые к современным газомазутным горелочным устройствам, следующие: устойчивое воспламенение и горение топливовоздушной смеси, а также надежная стабилизация факела; обеспечение полного сжигания как газа, так и мазута без потерь теплоты от химической и механической неполноты сгорания при крайне низких коэффициентах избытка воздуха в топке (не более 1,02—1,05); минимально возможные отклонения в теплообменных характеристиках факела при переходе с одного вида топлива на другой; широкий диапазон регулирования нагрузки без заметного ухудшения горения при снижении расхода до 15—20 % от номинального; высокая надежность работы (срок службы горелочных устройств должен быть во всяком случае не ниже межремонтного периода котла независимо от вида сжигаемого топлива); минимальный уровень шума при работе (при номинальной нагрузке не должен превышать 83 дБ); допустимое содержание вредных и токсичных соединений в дымовых газах; универсальность, т. е. горелка должна быть пригодна для максимально возможного числа типов газомазутных котельных установок; возможность наладки, оптимизации и регулирования топочных процессов как при переходе с одного вида топлива на другой, так и при резких изменениях нагрузки котла; обеспечение быстрого перехода с одного вида топлива на другой; достаточно простое управление горелкой, безотказность в работе органов управления (число их должно быть минимально возможным); наличие приводов для подключения средств дистанционного и автоматического управления с возможностью перехода на ручное управление, а также запально-защитного устройства. Кроме того, горелка должна отвечать требованиям промышленной эстетики. Не останавливаясь

на общих и освещенных в специальной литературе принципах расчета и проектирования горелочных устройств, рассмотрим важнейшие прогрессивные тенденции в выборе газомазутных горелок.

Для форсированного горения мазута необходимы достаточно высокие скорости воздушного потока на выходе из горелок. Массовая скорость  $\rho\omega$  ( $\rho$  — плотность воздуха при температуре подогрева,  $\omega$  — средняя по расходу скорость воздушного потока) в современных горелках достигает 80—90 кг/(м<sup>2</sup>·с). При снижении нагрузки котла соответственно уменьшается и скорость воздушного потока, которая может оказаться недостаточной для удовлетворительного сжигания топлива.

Регулирование расхода отключением части горелок для сохранения высоких скоростей воздуха в работающих горелках не рационально. Отключенные горелки быстро обгорают и выходят из строя. Подача части воздуха для охлаждения отключенных горелок приводит к увеличению доли неорганизованного воздуха. Это ухудшает выгорание топлива, способствует загрязнению и коррозии поверхностей нагрева, снижает экономичность работы котла и поэтому в большинстве случаев неприемлемо.

В этих условиях наиболее эффективное решение — организация качественного смешения и горения топлива при малых избытках воздуха без снижения его скорости и без отключения горелочных устройств. Как показали исследования, для высокоэффективного сжигания необходимы высокие скорости воздуха, подаваемого в корень мазутного факела. Высокие скорости в этой зоне можно сохранить, если выполнить горелочное устройство в многопоточном исполнении. Обычно достаточно два потока. При снижении нагрузки котла, уменьшая расход или полностью отключая подачу воздуха через периферийный канал, можно сохранить высокие скорости подачи воздуха через центральный канал. При необходимости дальнейшего снижения нагрузки после отключения периферийного канала возможно постепенное снижение скорости и в центральном канале, однако при таком снижении скорость при минимальной нагрузке не должна быть ниже 6—8 кг/(м<sup>2</sup>·с). Очевидно, что в этих условиях диапазон возможного регулирования нагрузки котла тем шире, чем шире расчетная (при номинальной производительности) скорость воздушного потока на выходе из горелочного устройства. Эта скорость лимитируется характеристиками тягодутьевых устройств.

Дисперсность распыливания жидкого топлива во многом зависит, как мы уже видели, от расхода форсунки. По этой причине горелки малого расхода с форсунками 0,4—0,6 кг/с нет смысла делать в двухпоточном исполнении, за исключением случаев, когда к ним предъявляются повышенные требования с точки зрения обеспечения широкого диапазона регулирования нагрузки.

При проектировании двухпоточных горелок целесообразно диаметр центрального канала выбирать равным половине диаметра периферийного канала. Это позволяет регулировать расход горелки в пределах 100—25 % без снижения скорости воздушного потока

в центральном канале и без заметного ухудшения горения топлива. Лишь дальнейшее снижение нагрузки до 15—20 % можно осуществлять за счет уменьшения скорости воздушного потока.

При достаточно высокой расчетной скорости воздушного потока более удобно регулирование снижением давления перед горелкой с одновременным уменьшением расхода воздуха в обоих каналах до определенных минимальных значений, при которых еще обеспечивается достаточно интенсивное выгорание топлива. Лишь при дальнейшем снижении нагрузки уменьшается расход воздуха через периферийный канал.

Другое важное требование к газомазутным горелкам — выбор завихрителя, позволяющего в широких пределах плавно изменять интенсивность крутки воздушного потока. Это позволяет регулировать угол раскрытия и аэродинамическую длину факела. При этом важное преимущество имеют такие завихрители, которые позволяют изменять направление вращения факела. Использование эффекта взаимодействия вихревых пламен позволяет оказывать существенное влияние на распределение тепловых потоков в объеме топки и тепловосприятие экранных и конвективных поверхностей нагрева.

Преимущество вихревых газомазутных горелок с регулируемыми реверсивными завихрителями заключается еще и в следующем. В существующих двухпоточных горелочных устройствах подача воздуха по центральному и периферийному потокам осуществляется в следующих вариациях: оба потока закручены в одном направлении; потоки имеют разностороннее вращение; периферийный поток закрученный, а центральный — плоскопараллельный; периферийный поток плоскопараллельный, а центральный — закрученный.

Газомазутная горелка с двумя реверсивными завихрителями сочетает в себе любую из горелок указанного выше типа. Если к тому же эти завихрители имеют регулируемые геометрические параметры, то по существу такой тип горелки сочетает в себе все преимущества и возможности всего многообразия существующих конструкций двухпоточных вихревых горелочных устройств. Это единственно верный, на наш взгляд, путь к унификации и типизации вихревых газомазутных горелочных устройств.

Многообразие конструкций, в определенной мере оправданное специфическими задачами и историей развития топочной техники, в настоящее время сдерживает серийное изготовление и широкое внедрение прогрессивных конструкций горелочных устройств. Поэтому разработка ограниченного числа типоразмеров газомазутных горелочных устройств, сочетающих в себе все основные преимущества множества отдельных конструкций, — задача весьма актуальная и назревшая.

На рис. 3.4 показана конструкция двухпоточной реверсивной газомазутной горелки. Расход горелки по газу  $\sim 0,83$  кг/с. Давление воздуха перед горелкой 140 кПа. Периферийный поток формируется между горловиной 1 и наружной трубой 2 газовадающего



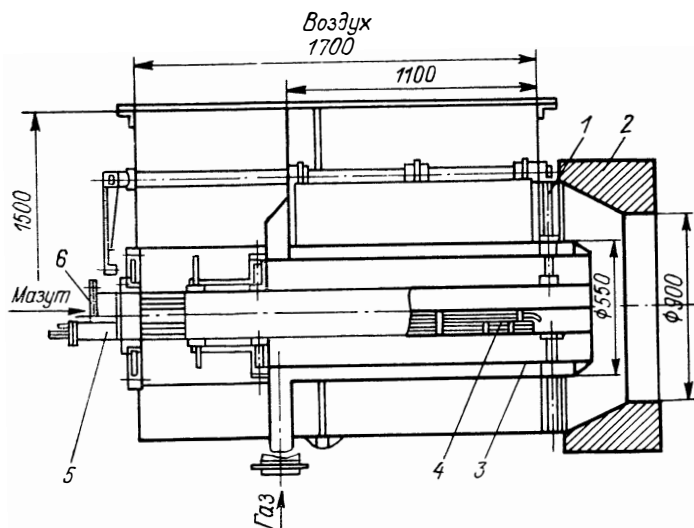


Рис. 3.4. Двухпоточная реверсивная горелка.

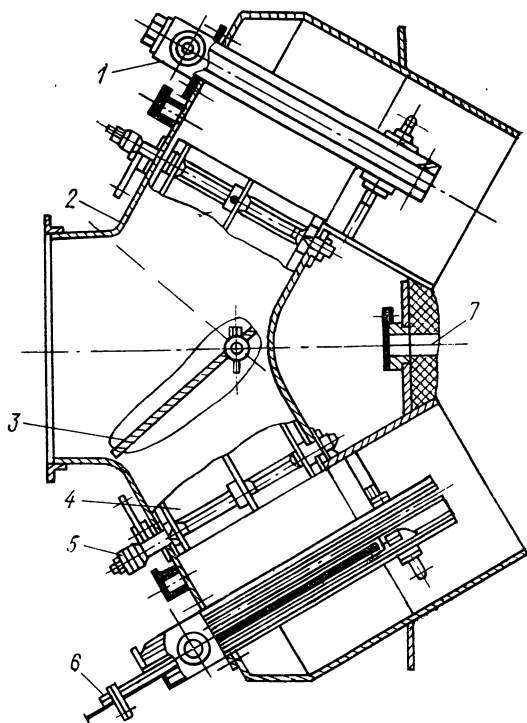
узла. Для закрутки периферийного потока применен реверсивный завихритель с регулируемой круткой типа Т. Центральный канал образован внутренней трубой 3 газовающего узла и трубой-кожухом 4. Закрутка центрального воздушного потока осуществляется также реверсивным регулируемым завихрителем с простым тангенциальным подводом. Осевой поток воздуха для поддержания факела запально-защитного устройства 5 подается через прорези, выполненные в трубе-кожухе 4. Труба 6 служит для ввода мазутной форсунки и запальника. Газ подается на границе периферийного и центрального потоков через кольцевую щель. Проточная часть имеет особенность: воздушный короб единый для всех трех потоков воздуха. Это упрощает привязку к воздуховодам котла и улучшает конструкцию с точки зрения требований промышленной эстетики. Предусмотрено дистанционное управление воздушными регистрами с блочного или местного щита управления. Завихритель периферийного канала может быть использован не только для регулирования интенсивности крутки воздушного потока, но и для отключения подачи воздуха.

Конструкции реверсивных газомазутных горелочных устройств ряда других типов приводятся в работах [18, 19].

Поиски путей повышения эффективности совместно-раздельного сжигания газа и мазута приводит к разработке конструкций газомазутных горелок и других типов. На рис. 3.5 показана конструкция блочной горелки, состоящей по существу из двух обычных однопоточных горелок с центральной раздачей газа, соединенных общим корпусом 2 и установленных под определенным углом друг к другу в вертикальной плоскости. Подвод воздуха в верхнюю и нижнюю полугорелки общий через воздушное распределительное

Рис. 3.5. Общий вид блочной горелки.

1 — газовая труба; 2 — корпус; 3 — заслонка; 4 — однопоточный завихритель; 5 — привод завихрителя; 6 — запально-защитное устройство; 7 — отверстие для мазутной форсунки.



устройство — прямоугольную несимметричную поворотную заслонку 3. Распределительное устройство для газа выполнено геометрически подобным воздушному, причем газовая и воздушная заслонки соединены рычажной системой, что обеспечивает постоянные соотношения топлива и воздуха в каждой из горелок при малых отношениях их нагрузок. Перераспределяя нагрузки по отдельным полугорелкам, можно изменять положение ядра факела по высоте топки, что оказывает влияние на температуру газов, покидающих топку. Благодаря соударению потоков происходит их интенсивное турбулентное перемешивание, на которое можно оказывать дополнительное влияние с помощью простых завихрителей типа Т, обеспечивающих формирование как прямого, так и закрученного факела.

В конструкции предусмотрено два варианта установки мазутных форсунок. По первому — в центральных трубах каждой из полугорелок устанавливается форсунка. Подвод мазута общий через распределительное устройство, подобное газовому, с рычажной связью между ними и распределительной воздушной заслонкой. По второму варианту на блочную горелку устанавливается одна угловая форсунка по оси горелки в отверстие 7. Первый вариант применяется для мощных горелок с расходом по мазуту более 0,83 кг/с, второй — для горелок малого расхода. Регулирующие устройства горелки (заслонки) расположены в зоне низких температур, просты по конструкции и надежны в работе [18].

## МЕТОДЫ ПОДАВЛЕНИЯ ВРЕДНЫХ ВЫБРОСОВ ПРИ СЖИГАНИИ ГАЗОВЫХ И ЖИДКИХ ТОПЛИВ

### 4.1. Влияние коэффициента избытка воздуха на концентрации вредных веществ

Зависимости концентраций продуктов неполного сгорания (водорода, окиси углерода, сажи) от  $\alpha_T$  при сжигании газа и мазута хорошо изучены. Они имеют вид монотонно убывающих функций с большими градиентами в области малых  $\alpha_T$ . Поскольку сажа и бенз(а)пирен образуются одновременно, причем развитая поверхность сажи сорбирует бенз(а)пирен, были основания ожидать, что и зависимость  $C_{C_{20}H_{12}} = f(\alpha_T)$  имеет аналогичный характер. Однако до последних лет эта зависимость, равно как и другие закономерности образования и выгорания бенз(а)пирена в топках энергетических котлов, не были изучены. Результаты исследований САФ ВНИИпромгаза приведены на рис. 4.1, из которого видно, что при малых  $\alpha_T$  различия в  $C_{C_{20}H_{12}}$  становятся настолько большими, что именно в этой области анализ влияния тех или иных факторов на образование  $C_{20}H_{12}$  является представительным. Между тем в области  $\alpha_T \geq 1,08$  избыток кислорода в зоне  $A_1$  нивелирует различия в  $C_{C_{20}H_{12}}$ , образовавшихся под влиянием тех или иных режимно-конструктивных параметров. Из рис. 4.1, а вытекает, что для эффективного применения прогрессивного способа сжигания газа и мазута с минимальными  $\alpha_T$  необходимо создание современных конструкций горелок и их правильное размещение на стенах топки, без чего невозможно снизить до минимума  $C_{C_{20}H_{12}}$ . Из испытанных конструкций наиболее низкий уровень  $C_{C_{20}H_{12}}$  при малых  $\alpha_T$  обеспечивают при встречной компоновке блочные горелки ЦКТИ на котле ТГМП-114, горелки ЗиО-САФ ВНИИпромгаза на котле ПК-41-1 и горелки ТКЗ-САФ ВНИИпромгаза на котлах ТГМП-114 и ТГМП-314, а при однофронтовой компоновке — горелки ТКЗ и ХФ ЦКБэнерго на котлах ТГМ-94 [10, 19, 20].

Из рис. 4.1, а видно, что при  $\alpha_T \approx 1$   $C_{C_{20}H_{12}}$  во много раз больше, чем при высоких избытках воздуха, при которых  $C_{C_{20}H_{12}}$  снижается при сжигании мазута до 5—10, а при сжигании газа — до 2—5 мкг/100 м<sup>3</sup>.

Зависимость  $C_{H_{2S}}$  от локального значения коэффициента расхода воздуха  $\alpha_{лок}$  при сжигании сернистого мазута изучалась на котлах ПК-41-1 и ТГМП-114, а при сжигании сероводородсодержащего газа — на котлах БГ-35У и ТГМ-94. Во всех получен-

ных данных зависимость  $C_{H_2S}$  от  $\alpha_{лок}$  носит характер, близкий к экспоненциальному. С повышением эффективности сжигания уровень  $C_{H_2S}$  уменьшается, но характер зависимости сохраняется.

Сопоставление зависимостей  $C_{H_2S}$  и  $C_{CO}$  от  $\alpha_{лок}$ , полученных на котле ПК-41-1, указывает на идентичность этих зависимостей. Из анализа соотношения между локальными концентрациями  $C_{H_2S}$  и  $C_{CO}$  следует, что интенсификация сжигания топлив непременно приведет к подавлению образования  $C_{H_2S}$  и обеспечит его значение ниже коррозионно-опасного уровня (0,01 % об.). Выше было показано, что  $C_{H_2S} \approx 0$  может наступить только в зоне  $A_2$ . Увеличение  $\alpha_T$  приводит при прочих равных условиях к интенсификации процесса горения в зонах  $A_1$  и  $A_2$  и к соответствующему сокращению размеров этих зон.

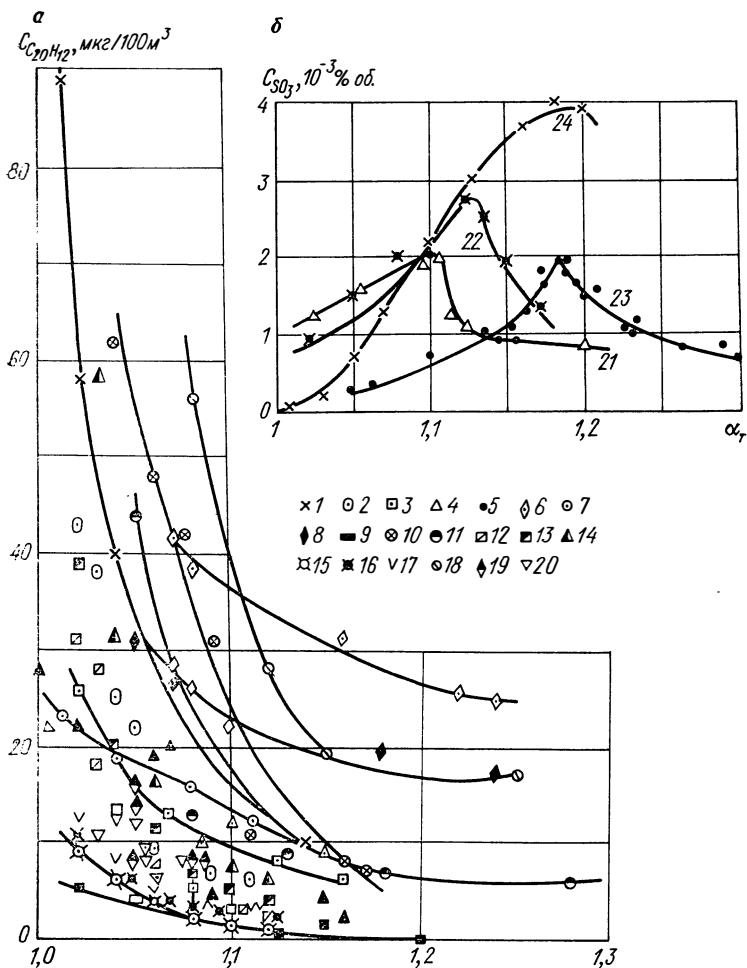
Поскольку  $H_2S$  является источником образования других сернистых соединений, влияние  $\alpha_T$  проявляется и на закономерностях их образования, в частности  $SO_3$ . На рис. 4.1, б показана зависимость  $C_{SO_3}$  от  $\alpha_T$ , полученная на котлах ПТВМ-50-1 ( $t_b \approx 300$  К,  $q_V = 550$  кВт/м<sup>3</sup>), ПК-41-1 ( $t_b \approx 570$  К,  $q_V = 430$  кВт/м<sup>3</sup>) и ТГМ-84 ( $t_b \approx 570$  К,  $q_V = 220$  кВт/м<sup>3</sup>). Эта группа котлов представляет собой две пары, одна из которых отличается относительно близкими значениями  $q_V$ , но разными температурами поступающего в топку воздуха, а другая — наоборот. Видно, что на котле ТГМ-84 максимум  $C_{SO_3}$  находится при экстремальном значении коэффициента избытка воздуха  $\alpha_3 = 1,1$ , на ПК-41-1 — при 1,12, на ПТВМ-50-1 — при 1,18. Для сравнения на рис. 4.1, б нанесены данные К. Виккерта, полученные на котле малой производительности (7,5 кг/с), где, так же как и на котле ПТВМ-50-1, максимум  $C_{SO_3}$  имел место при  $\alpha_3 = 1,18$ . При этом заметно различие уровней  $C_{SO_3}^{max}$  на разных котлах, что, видимо, связано с каталитическим доокислением  $SO_2$  в  $SO_3$ . При  $\alpha_T > \alpha_3$   $C_{SO_3}$  уменьшается за счет того, что разбавление избыточным воздухом в зонах  $A_1$  и  $A_2$  приводит как к непосредственному влиянию на концентрацию  $SO_3$ , так и к косвенному — через уменьшение температуры факела в зонах  $A_1$ ,  $A_2$  и  $B$ .

Обобщение данных, полученных на 12 котлах, показало, что влияние  $\alpha_T$  на  $C_{SO_3}$  может быть представлено в виде

$$(K_\alpha)_{SO_3} = \frac{\alpha_T + 31,5(\alpha_T - 1)}{\alpha_T + 10,5(\alpha_T - 1)}. \quad (4.1)$$

В диапазоне  $\alpha_T = 1,01 \div 1,35$  выражение (4.1) дает отклонение от опытных данных в пределах  $\pm 10$  %.

Качественно такой же экстремальный характер имеет и зависимость  $C_{NO_x}$  от  $\alpha_T$  (рис. 4.2, 4.3). С увеличением  $\alpha_T > 1$   $C_{NO_x}$  вначале значительно возрастает, при этом чем выше  $T_{max}$ , тем больше выражен  $C_{NO_x}^{max}$ , выше его значение и меньше  $\alpha_3$ . Далее рост за-



медляется, затем наступает максимум, после чего  $C_{NO_x}$  несколько уменьшается, в основном по тем же причинам, по которым уменьшается и  $C_{SO_3}$ .

Обработка опытных данных, приведенных на рис. 4.3, показала, что совокупное влияние  $\alpha_T$  и  $T_{max}$  на  $C_{NO_x}$  может быть представлено в виде режимного параметра  $(K_p)_{NO_x}$ :

$$(K_p)_{NO_x} = 0,21 + 0,208(\alpha_T - 1) \exp(0,01T_{max} - 16,5) - 0,024 \times (\alpha_T - 1)^2 \exp(0,02T_{max} - 33). \quad (4.2)$$

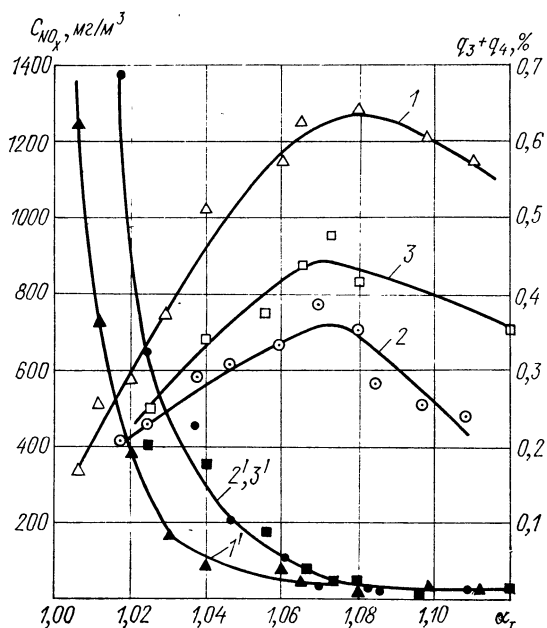
В диапазоне  $\alpha_T = 1,01 \div 1,12$ ,  $T_{max} = 1800 \div 2100$  К выражение (4.2) дает отклонения от экспериментальных данных в пределах  $\pm 10\%$ .

Рис. 4.1. Зависимость концентраций бенз(а)пирена (а) и серного ангидрида (б) в дымовых газах от коэффициента избытка воздуха.

Номер позиции	Тип котла	Тип горелки	Топливо	D/D <sub>0</sub>	Прочие условия
1	ПК-41	ЗиО	Мазут	1,00	
2	ПК-41	ЗиО-САФ	»	1,00	
3	ТГМ-84	ВНИИпромгаза	»	1,00	n=1,48
4	ТГМ-84	ХФ ЦКБ	»	1,00	n=0,75
5	ТГМП-114	ТКЗ-ЦКТИ	»	0,95	r=0
6	ТГМП-114	ТКЗ-ЦКТИ	»	0,60	r=0
7	ТГМП-314	ТКЗ	»	1,00	r=0
8	ТГМП-314	ТКЗ	»	0,78	
9	ТГМ-84	ТКЗ	Газ	0,30	
10	ТГМП-314	ТКЗ	Мазут	1,00	r=15 %
11	ПК-41	ЗиО	»	0,63	
12	ТГМ-94	ХФ ЦКБ	»	0,92	r=0
13	ТГМ-94	ХФ ЦКБ	»	0,75	r=0
14	ТГМ-94	ХФ ЦКБ	»	0,50	
15	ТГМ-94	ХФ ЦКБ	Газ	0,92	r=0
16	ТГМ-94	ХФ ЦКБ	»	0,75	
17	ТГМ-94	ХФ ЦКБ	»	0,50	
18	ДКВР-10-13	ГМГ	Мазут	0,90	
19	ТГМП-114	Схема ЛПИ	»	0,90	r=20+30 %
20	ТГМП-114	ЦКТИ	»	0,90	r=10 %
21	ТГМ-94				
22	ПК-41-1				
23	ПТВМ-50-1				
24					

Данные К. Виккерта

Рис. 4.2. Зависимости концентраций NO<sub>x</sub> (кривые 1—3) и суммарных топочных потерь (1'—3') от коэффициента избытка воздуха при сжигании мазута в котлах ТГМП-114 (1, 1'), ТГМ-94 (2, 2') и газа в котле ТГМ-94 (3, 3').



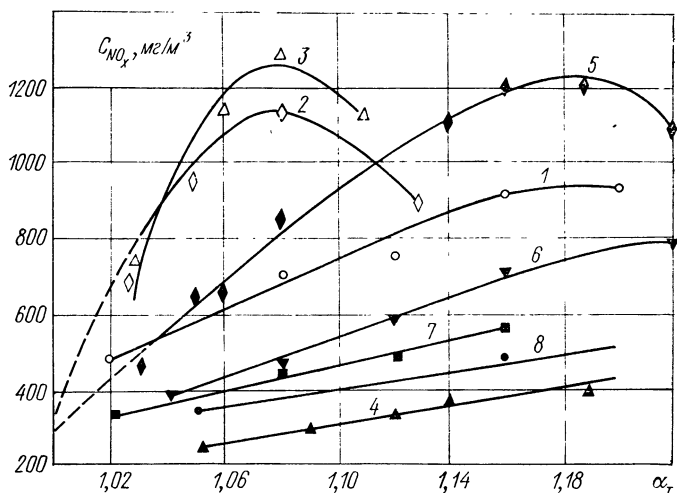


Рис. 4.3. Зависимость концентрации окислов азота от коэффициента избытка воздуха при сжигании мазута при номинальной нагрузке.

Номер кривой	Тип котла	$T_{\max}$ , К	$N^P$ , %
1	ПК-41	2015	0,25
2	ПК-41	2080	0,25
3	ТГМП-114	2100	0,25
4	ТГМП-114	1780	0,25
5	ТГМП-314	2020	0,35
6	ТГМ-94	1890	0,30
7	ТГМ-84	1910	0,35
8	ТГМ-84А	1930	0,35

При сопоставлении зависимостей концентраций продуктов химической и механической неполноты сгорания от  $\alpha_T$  с зависимостью  $C_{NO_x}$  от  $\alpha_T$  обнаруживается, что значения  $\alpha_T$ , выше которых топочные потери ( $q_3 + q_4$ ) и концентрация бенз(а)пирена приближаются к нулю или к установившимся значениям, практически совпадают с экстремальными значениями  $\alpha_3$ , соответствующими  $C_{NO_x}^{\max}$  (рис. 4.2). Отсюда следует, что если топочные потери,  $\alpha_T$  и  $C_{NO_x}$  определяются по достаточно надежным и точным методикам, отсутствие экспериментально установленного максимума в зависимости  $C_{NO_x} = f(\alpha_T)$  позволяет полагать, что полное сгорание топлива еще не достигнуто, а это, в свою очередь, указывает на необходимость усовершенствования топочного процесса. При сжигании жидких топлив, содержащих связанный азот, характер зависимости  $C_{NO_x} = f(\alpha_T)$  не изменяется (рис. 4.2). Из сказанного следует, что зависимость  $C_{NO_x}$  от  $\alpha_T$  имеет вид экстремальной функции с максимумом, соответствующим такому значению  $\alpha_3$ , при котором в данных условиях достигается практически полное сгорание топлива.

## 4.2. Влияние нагрузки на концентрации вредных веществ

Несмотря на то что нагрузка не является физическим параметром, она отражает совокупное влияние трех физических факторов: турбулентности факела, температуры в топке и времени пребывания в реакционном объеме, — по-разному действующих на образование и превращения отдельных компонентов. Проанализировать влияние каждого из этих факторов в отдельности вряд ли возможно, поэтому ниже идет рассмотрение их совокупного влияния в виде зависимости концентраций  $C_{\bar{F}}$  от  $D/D_0$ .

Исследования САФ ВНИИПромгаза по влиянию  $D/D_0$  на образование  $C_{20H_{12}}$  в топке котла ТГМ-94 с однофронтным трехъярусным расположением девяти горелок ХФ ЦКБЭнерго при сжигании газа и мазута и смесей этих топлив в соотношениях 1 : 2 и 2 : 1 показали, что при увеличении нагрузки, когда возрастают температура и турбулентность факела, несмотря на уменьшение времени пребывания продуктов горения в топке,  $C_{C_{20}H_{12}}$  снижается, в первом приближении по линейному закону.

Для уменьшения  $C_{C_{20}H_{12}}$  при низких нагрузках необходима дополнительная интенсификация процессов горения, чего можно добиться, например, увеличением крутки воздушного потока. Данные, полученные при сжигании мазута в топке котла ТГМ-84, показывают что при прочих равных условиях с увеличением крутки  $C_{C_{20}H_{12}}$  уменьшается. Данные, полученные на котлах ПК-41-1, ТГМП-314 со встречным расположением горелок, имеют такой же характер, как и на котлах ТГМП-94 и ТГМ-84 с однофронтным расположением горелок.

Зависимость  $C_{SO_3}$  от  $D/D_0$  имеет монотонно возрастающий характер (рис. 4.4, а) и в диапазоне  $D/D_0$  от 1 до 0,3 может быть с погрешностью  $\pm 10\%$  описана выражением

$$(K_D)_{SO_3} = 1 + 1,5(D/D_0 - 0,3). \quad (4.3)$$

Подробные исследования САФ ВНИИПромгаза по влиянию нагрузки на  $C_{NO_x}$ , проведенные на ряде котлов большой и средней мощности, показали, что зависимость  $C_{NO_x}$  от  $D/D_0$  близка к степенной. Уменьшение образования  $C_{NO_x}$  при снижении  $D/D_0$  происходит прежде всего из-за уменьшения  $T_{\bar{F}}$ , при этом уменьшается относительный вклад околопламенных зон образования окислов азота, которые начинают выделяться в основном внутри пламени. Горелки, обеспечивающие более равномерное заполнение топочного объема и перемешивание топлива с воздухом без резко выраженных пиков  $T_{\max}$ , позволяют получить более низкий уровень  $C_{NO_x}$  и более пологую зависимость  $C_{NO_x}$  от  $D/D_0$ . Сравнительные данные о зависимости  $C_{NO_x}$  от  $D/D_0$ , полученные для трех однотипных котлов ТГМ-94 с разными конструкциями горелок, показали, что



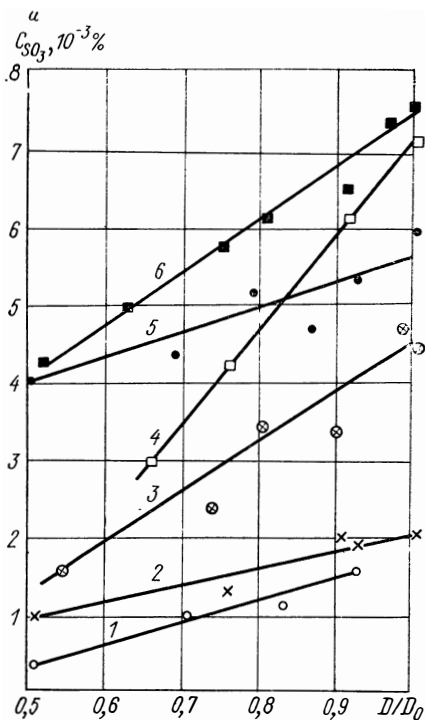
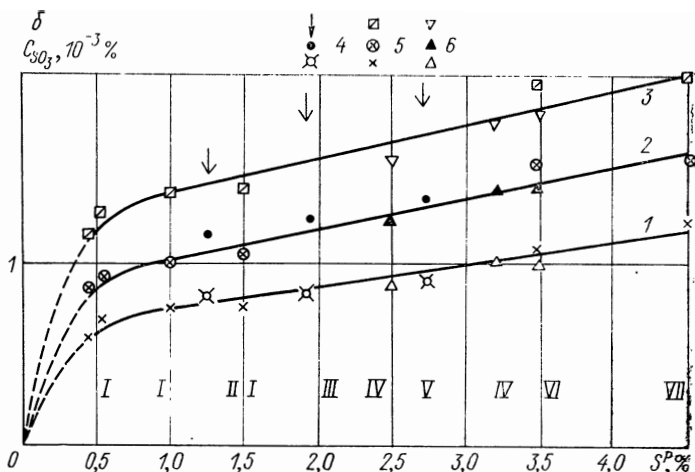


Рис. 4.4. Зависимость концентрации  $\text{SO}_3$  от нагрузки и серосодержания мазута.

*a* — данные при  $\alpha_T = 1,10 \div 1,15$  на котлах ПТВМ-50 (1), ТГМ-84 (2), ПК-41-1 (горелки без ПОТ — кривая 3, с ПОТ — кривая 5), ТГМП-114 (горелки без ПОТ — кривая 4, горелки с ПОТ — кривая 6);  
*b* —  $\alpha_T$ : 1 — 1,02, 2 — 1,05, 3 — 1,10; котлы: 4 — ТГМП-114, ПК-41-1, 5 — ТГМ-84, ТГМ-94, 6 — ТП-230, ПК-10; ГРЭС: I — Ташкентская; II — Сырдарьинская, III — Ириклинская, V — Кармановская; ТЭЦ: IV — Уфимская-4, VI — Стерлитамакская, VII — Новосалаватская.



переход от 9 горелок ХФ ЦКБЭнерго к 21 горелке РТЛС конструкции САФ ВНИИпромгаза, сопровождающийся уменьшением  $T_{\max}$  на  $\sim 70$  К, приводит при  $D/D_0 = 1$  к уменьшению  $C_{\text{NO}_x}$  на  $\sim 250$  мг/м<sup>3</sup>. Данные на котле с горелкой ТКЗ занимают промежуточное положение. Однако по мере уменьшения  $D/D_0$  эти различия

уменьшаются, а при  $D/D_0 = 0,6$  на всех трех котлах  $C_{NO_x}$  близки между собой.

Обобщение полученных данных показало, что влияние  $D/D_0$  на  $C_{NO_x}$  в диапазоне  $D/D_0$  от 0,3 до 1 может быть учтено с погрешностью  $\pm 10\%$  выражением

$$(K_D)_{NO_x} = (D/D_0)^{1,25}. \quad (4.4)$$

### 4.3. Влияние особенностей топлива на образование вредных веществ

Исследования САФ ВНИИпрогмгаза по влиянию  $S^P$  на  $C_{H_2S}$  в пристенной зоне при сжигании высокосернистого мазута и сероводородсодержащего газа показали, что эта зависимость близка к линейной, но коэффициент пропорциональности зависит как от особенностей топлива, так и от организации топочного процесса, причем при сжигании мазута значения этого коэффициента ниже.

Изучение влияния  $S^P$  на  $C_{SO_3}$  проведено в диапазоне изменения  $\alpha_T$  от 1,02 до 1,10,  $S^P$  — от 0,4 до 4,5 % при практически постоянной нагрузке ( $D/D_0 = 0,95 \pm 0,05$ ) на трех группах котлов с давлениями пара 11 МПа (ПК-10, ТП-230), 14 МПа (ТГМ-84, ТГМ-94), 25 МПа (ПК-41-1, ТГМП-114). Из рис. 4.4, б вытекает, что  $C_{SO_3} = f(S^P)$  — монотонно возрастающая функция. Наибольший grad  $C_{SO_3}$  имеет место при малых  $S^P$ . Отсюда следует, что коррозионная активность дымовых газов, оцениваемая обычно по  $C_{SO_3}$ , при сжигании мазутов с различным  $S^P$ , начиная с 0,4 %, по отношению к низкотемпературным поверхностям нагрева сравнительно близка. При изменении  $S^P$  в  $\sim 12$  раз получены различия в  $C_{SO_3}$  менее чем в 2 раза.

Обработка полученных данных показала, что влияние  $S^P$  на  $C_{SO_3}$  может быть учтено с помощью коэффициента

$$K_S = (S^P Q_n^P / Q_{y. \tau})^{0,25}, \quad (4.5)$$

где  $Q_{y. \tau}$  — теплота сгорания условного топлива.

В диапазоне  $S^P = 0,3 \div 4,5\%$ ,  $Q_n^P = 35 \div 41$  МВт/кг погрешность выражения (4.5) не более  $\pm 10\%$ .

Содержащиеся в золе топлива соединения ванадия, натрия, никеля, железа и других металлов частично оседают на высокотемпературных поверхностях нагрева и, как известно, способствуют каталитическому доокислению  $SO_2$  в  $SO_3$  за пределами топок. При сжигании сернистых мазутов со сравнительно высокими  $\alpha_T$  (1,10—1,15) коррозионная активность дымовых газов в котлах сверхкритического (ПК-41 и ТГМП-114) и высокого (ТГМ-84 и ТГМ-94) давления, где имеется значительное количество высокотемпературных отложений, существенно больше, чем при аналогичных условиях в котлах ГМ-50 среднего давления и отопитель-

ных котлах ПТВМ-50 и ДКВР-10/13, где высокотемпературные отложения практически отсутствуют. Сопоставление данных, полученных на котлах до- и сверхкритического давлений, показывает, что на долю серного ангидрида, дополнительно образовавшуюся при каталитических реакциях, может приходиться до 30—50 % от его общего содержания в дымовых газах.

Выполненное обобщение полученных и литературных данных показало, что каталитическая составляющая  $(C_{SO_3})_{kt}$  может быть рассчитана без учета влияния минеральной части топлива по выражению, %,

$$(C_{SO_3})_{kt} = 4 \cdot 10^{-4} \left( \frac{F_{kt}}{\Sigma F} \right) \left( S^p \frac{Q_H^p}{Q_{y.\tau}} \right)^{0,06} \times \left[ \frac{\alpha_\tau + 31,5(\alpha_\tau - 1)}{\alpha_\tau + 10,5(\alpha_\tau - 1)} \right] \left( 1,4 - 0,4 \frac{D}{D_0} \right), \quad (4.6)$$

где  $F_{kt}$  — поверхность нагрева с температурой стенки более 773 K;  $\Sigma F$  — общая поверхность нагрева котла.

Для выявления влияния отдельных компонентов золы мазута на каталитическое образование  $SO_3$  в САФ ВНИИпромгаза проведены лабораторные исследования, результаты которых позволяют полагать, что полученный в промышленных условиях эффект доокисления  $SO_2$  в  $SO_3$  при сжигании мазута, видимо, может быть объяснен наличием в отложениях  $V_2O_5$  и  $Na_2SO_4$ . Из полученных данных следует, что решающее влияние на этот процесс могут оказать и другие соединения, в частности алюмосиликаты, которые, видимо, вызывают обратный катализ. Отмеченный эффект проявился и в опытах, выполненных с высокотемпературными отложениями, отобранными с котла ТГМП-114 [21].

Обработка полученных данных показала, что между каталитическими способностями различных окислов  $M_iO_x$  (в отношении конверсии  $SO_2$  в  $SO_3$ ) существует взаимосвязь, которая позволяет учитывать влияние ряда минеральных компонентов на  $(C_{SO_3})_{kt}$  с помощью множителя

$$C'_{V_2O_5} = C_{V_2O_5} + \Sigma A_{M_i} C_{M_iO_x}, \quad (4.7)$$

где  $C_{V_2O_5}$  — концентрация ванадия в золе мазута;  $C_{M_iO_x}$  — концентрации остальных катализаторов в золе мазута.  $A_M$  принимает значения: для окислов железа — 0,6, для окиси никеля — 0,95, для окиси платины — 1,4, для алюмосиликатов — 0,5.

Выражение (4.7) отражает влияние минеральной части топлива на  $(C_{SO_3})_{kt}$  с погрешностью  $\pm 10$  %.

Аналогичный качественно результат получен на той же лабораторной установке и в отношении влияния минеральной части топлива на  $C_{NO_x}$ . Эти данные свидетельствуют о возможности некоторого уменьшения  $C_{NO_x}$  путем отравления отложений на высокотемпературных поверхностях нагрева. Видимо, эффект каталити-

ческого \* влияния  $V_2O_5$ ,  $Na_2SO_4$  на окисление  $N_2$  можно предположить по реакции  $N_2 + O_2 \rightarrow 2NO$ , которая при температурах газа, имеющих в зоне пароперегревателя, без катализатора практически не протекает. Отравление катализатора приводит к тому, что последняя реакция при температурах  $> 1000$  К начинает протекать в обратном направлении. При меньших же температурах (700—1000 К) может проявиться не столько каталитический, сколько адсорбционный механизм поглощения окислов азота алюмосиликатом. Полученный результат качественно подтвержден в промышленных условиях на котлах ДКВР-10/13 и ПК-41-1 при сжигании мазута.

Полученные данные о влиянии минеральной части топлива на  $C_{NO_x}$  могут быть представлены в виде поправки

$$(C_{NO_x})_{kt} = 0,3 \alpha_T (T_{ст} - 773)^{0,25} \times \\ \times (C_{V_2O_5} + C_{Na_2SO_4} - C_{Al_2O_3} - C_{SiO_2}), \quad (4.8)$$

где  $T_{ст}$  — температура стенки высокотемпературных поверхностей нагрева, К.

Выражение (4.8) дает погрешность не более 10% в диапазоне  $\alpha_T = 1,01 \div 1,12$ ,  $T_{ст} = 800 \div 1100$  К,  $C_{V_2O_5} = 10 \div 60$  %,  $C_{Na_2SO_4} = 5 \div 15$  %,  $C_{Al_2O_3} + C_{SiO_2} = 10 \div 50$  %.

Существенное влияние на образование  $NO_x$  оказывает содержание связанного азота в топливах. В гл. II было показано, что наиболее благоприятные условия для протекания реакций образования  $NO_x^T$  из азота топлива имеются в зоне  $A_1$ , причем с увеличением  $N^P$  растет и  $C_{NO_x}^T$ . Исследования, выполненные на близких по конструкции котлах с малыми  $q_V$  (до 150 кВт/м<sup>3</sup>) ТП-230 и ПК-10 при сжигании природного газа ( $N^P = 0$ ) и мазута ( $N^P = 0,3 \div 0,4$  %) показали, что при сжигании мазута  $C_{NO_x}$  на 10—20 % больше, чем при сжигании газа. Подобные различия характерны для котлов с  $D_0$  до 90 кг/с.

Между тем имеются топки, где при сжигании природного газа  $C_{NO_x}$  больше, чем при сжигании мазута. В качестве примера на рис. 4.5, а показаны данные, полученные на котле ТГМ-94 с девятью горелками ХФ ЦКБэнерго, где превышение достигало 30 %. С точки зрения зональной схемы это объясняется относительным сокращением в данной топке объема зоны  $A_1$  при сжигании газа и увеличением объема зон  $A_2$  и главным образом  $B$ , а это, видимо, способствовало тому, что азотсодержащие радикалы, образовавшиеся в больших количествах в зоне  $A_1$ , могли сравнительно легко поступить в зону  $B$ , где в соответствии с зональной схемой протекают дополнительные реакции образования  $NO$ . На котлах ПК-41-1,

\* Выполненные расчеты показали, что сорбционными процессами можно объяснить не более 10 % от полученного уменьшения  $C_{NO_x}$ .

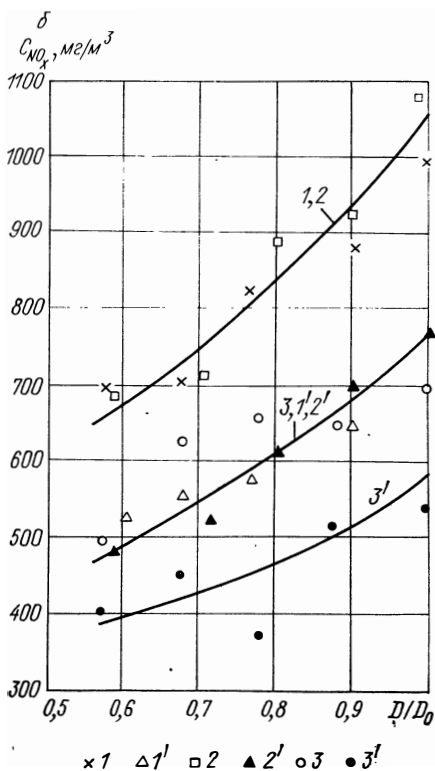
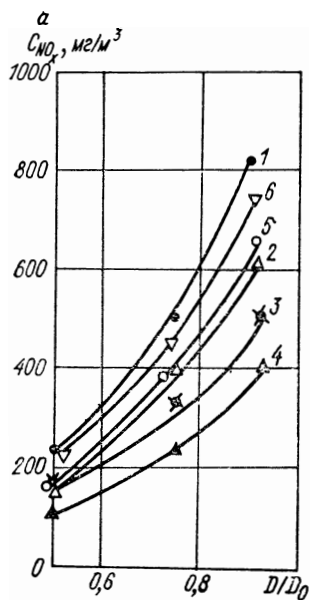


Рис. 4.5. Зависимость концентрации  $\text{NO}_x$  от нагрузки котлов блоков 160 (а) и 300 МВт (б) при сжигании газа и мазута.

а — котел ТГМ-94,  $\alpha_T = 1,06$ ; 1 — газ,  $r = 0$ ; 2 — мазут,  $r = 0$ ; 3 — газ,  $r = 0,18$ ; 4 — мазут,  $r = 0,18$ ; 5 — смесь газа и мазута (2 : 1),  $r = 0$ ; 6 — то же (1 : 2).

б — котлы ПК-41-1, ТГМП-114 и ТГМП-314 при  $\alpha_T = 1,10$ ; 1 — ПК-41-1, газ; 1' — то же, мазут; 2 — ТГМП-114, газ,  $r = 0$ ; 2' — то же, мазут,  $r = 0$ ; 3 — то же, газ,  $r = 0,2$ ; 3' — то же, мазут,  $r = 0,2$ .

ТГМП-114 и ТГМП-314, так же как и на котле ТГМ-94,  $C_{\text{NO}_x}$  при сжигании газа больше, чем при сжигании мазута (рис. 4.5, б). Следует отметить, что в топках этих котлов  $q_V$  относительно велики. Поэтому представляет интерес зависимость  $(C_{\text{NO}_x})_M / (C_{\text{NO}_x})_Г$  от  $q_V$ . Для наглядности на рис. 4.6 при построении этой зависимости приняты пиковые значения  $C_{\text{NO}_x}$ . Видно, что эта зависимость близка к линейной. С позиции зональной схемы ее можно объяснить следующим образом. В топках с малыми  $q_V$  создаются благоприятные условия для сжигания обоих топлив, при этом измеренный уровень температур в топке ниже 1900 К, а размеры зон при их сжигании близки между собой. Ниже этой температуры при сжигании мазута заметно выделяются топливные окислы азота. С увеличением  $q_V$  газ сгорает достаточно полно в относительно малой части топки, что определяет более высокий уровень температур, чем при сжигании мазута, горение которого затягивается. Это приводит к умень-

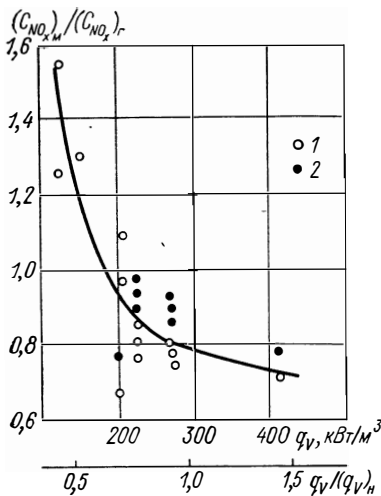


Рис. 4.6. Зависимость между максимальными концентрациями  $C_{NO_x}$  при сжигании мазута и газа и объемной плотностью теплового потока.

$r$  : 1 — 0, 2 — 0,15 ÷ 0,20.

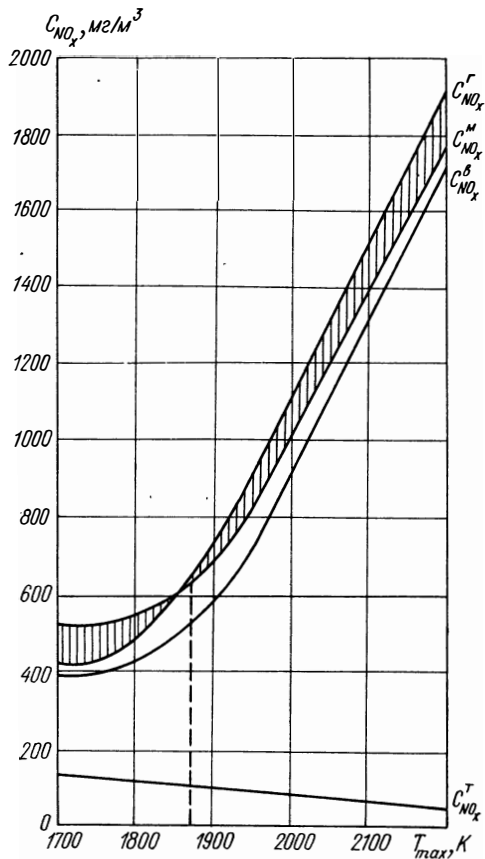


Рис. 4.7. Расчетные зависимости концентраций окислов азота от максимальной температуры факела при сжигании газа и мазута.

Принято  $T_{max}^Г - T_{max} = 50$  К.

шенному образованию  $NO_x^Б$  при сжигании мазута, так как возрастание размеров зоны  $A_1$  сопровождается относительным сокращением зон  $A_2$  и  $B$ , вследствие чего температура в топке при сжигании мазута оказывается меньше, чем при сжигании газа.

Данные, приведенные на рис. 4.6, удовлетворительно описываются зависимостью в диапазоне  $q_v / (q_v)_н = 0,4 \div 1,5$

$$(C_{NO_x})_M / (C_{NO_x})_Г = 1 - 0,26 [q_v / (q_v)_н - 0,62]^{0,1}, \quad (4.9)$$

где  $(q_v)_н = 290$  кВт/м<sup>3</sup> — нормативная объемная плотность теплового потока.

Для объяснения полученных различий между значениями  $C_{NO_x}$  при сжигании газа и мазута рассмотрим рис. 4.7, на котором приведены кривые  $C_{NO_x} = f(T_{max})$ , рассчитанные по методике САФ ВНИИпромгаза. При построении этих кривых приняты характерные условия:  $T_{max}^М$  при сжигании мазута на 50 К меньше, чем  $T_{max}^Г$  при сжигании газа;  $\alpha_r = 1,05$ ;  $N^P = 0,5$  %. Видно, что для ма-

лых котлов, характеризующихся (вследствие низкой температуры воздуха, подаваемого на горение, а также относительно крутой зависимости темпа охлаждения факела) пониженными значениями  $T_{\max}$ ,  $C_{\text{NO}_x}$  при сжигании газа меньше, чем при сжигании мазута.

При  $T_{\max}^M \approx 1880 \text{ K}$   $C_{\text{NO}_x}$  при сжигании обоих топлив совпадают.

С увеличением  $N^P$  и  $\alpha_T$  это совпадение наблюдается при более высоких температурах. При значениях же  $T_{\max}$ , характерных для крупных энергетических котлов с высоким подогревом воздуха и более пологим характером кривой темпа охлаждения факела,  $C_{\text{NO}_x}$  при сжигании газа больше, чем при сжигании мазута.

Полученные данные показывают, что проблема подавления окислов азота при сжигании газа в котлах крупных энергоблоков стоит острее, чем при сжигании мазута.

#### 4.4. Влияние рециркуляции газов на концентрации вредных веществ

Большинство отечественных газомазутных котлов большой мощности оснащено системой рециркуляции дымовых газов в топку. При вводе рециркулируемых газов в топку их воздействие на образование вредных веществ зависит не только от количества этих газов, но и от места их ввода. Нагрев в топке рециркулируемых газов выше  $1650 \text{ K}$  может привести к синтезу в них дополнительных, к уже имеющимся, окислов азота, следовательно, эти газы можно рассматривать как потенциально активный агент, воздействие которого на топочные процессы проявляется по-разному. При подаче рециркулируемых газов в зону активного горения они выполняют роль инертной среды, вызывающей уменьшение  $C_{\text{NO}_x}$  вследствие как снижения уровня  $T_{\Phi}$  в зоне горения и соответственно улучшения заполнения пламенем зоны максимального тепловыделения, так и использования кислорода, содержащегося в составе рециркулируемых газов, для окисления продуктов неполного сгорания, а также разрушения в пламени содержащихся в рециркулируемых газах окислов азота. При подаче рециркулируемых газов в зону активного окисления азота эффективность их воздействия на снижение  $C_{\text{NO}_x}$  может быть сведена к минимуму, а если перед поступлением в эту зону рециркулируемые газы успеют прогреться до  $T_{\Phi} > 1650 \text{ K}$ ,  $C_{\text{NO}_x}$  может даже увеличиться, в особенности если  $C_{\text{O}_2}$  в этих газах значительная. Подача же рециркулируемых газов в зону  $T_{\Phi} < 1650 \text{ K}$  не должна оказать заметного влияния на  $C_{\text{NO}_x}$ .

Относительная эффективность различных способов ввода рециркулируемых газов на  $C_{\text{NO}_x}$  при одной и той же степени рециркуляции  $r$  неодинакова. В среднем при сжигании мазута 1 % рециркулируемых газов уменьшает  $C_{\text{NO}_x}$  при вводе в под топку на 0,25 %, в щлицы под горелками — на 1 %, вокруг амбразур

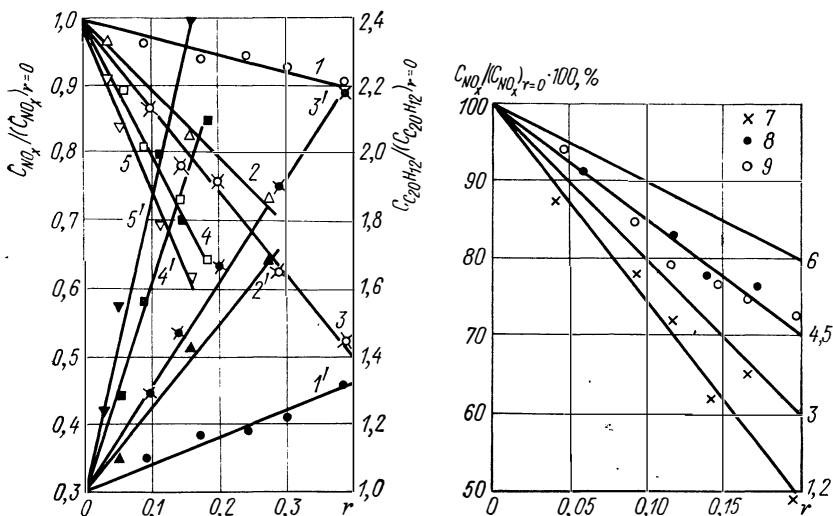


Рис. 4.8. Влияние места ввода рециркулируемых газов на изменение концентраций  $\text{NO}_x$  (кривые 1—5) и  $\text{C}_{20}\text{H}_{12}$  (кривые 1'—5') при сжигании мазута.

1, 1' — через подовые щели на котле ТГМП-114 с низкотемпературной вихревой топкой ЛПИ; 2, 2' — через щели под горелками котла ТГМП-114; 3, 3' — вокруг горелок котла ТГМП-324; 4, 4' — через щели навстречу топливно-воздушной смеси на котле ТГМ-94; 5, 5' — в дутьевой воздух котла ТГМ-84.

Рис. 4.9. Сопоставление влияния рециркуляции газов на снижение  $C_{\text{NO}_x}$  при сжигании газа (линии 1, 4, 5) и мазута (2, 3, 6) в топках котлов ТГМП-314 (1, 2), ТГМ-94 (3, 4) и ТГМП-114 (5, 6) при  $D/D_0 = 1$ ,  $\alpha_T = 1,05$ . Газ: 7 — ТГМП-314, 8 — ТГМ-94, 9 — ТГМП-114.

горелок — на 1,25 %, навстречу топливоздушной смеси — на 2 %, в воздушное дутье — на 2,5 % (рис. 4.8).

Исследования эффективности рециркуляции на уменьшение  $C_{\text{NO}_x}$  при сжигании газа, выполненные на котлах ТГМ-94, ТГМП-114 и ТГМП-314, показали, что фактическое снижение  $C_{\text{NO}_x}$  от ввода рециркулируемых газов одним и тем же способом при сжигании газа и мазута сравнительно близкое (рис. 4.9). На котле ТГМ-94 1 % рециркуляции уменьшает  $C_{\text{NO}_x}$  на  $\sim 1,5$  % при сжигании газа против  $\sim 2$  % при сжигании мазута. На котле ТГМП-114 1 % рециркуляции снижает  $C_{\text{NO}_x}$  на  $\sim 1,5$  % при сжигании газа против  $\sim 1$  % при сжигании мазута. Данные, полученные при сжигании газа на котле ТГМП-314 с подачей рециркулируемых газов в воздушное дутье, аппроксимируются зависимостью, полученной при сжигании.

Подача  $\sim 25$  % рециркулируемых газов с температурой 570 К приводит к снижению  $C_{\text{NO}_x}$  в топке котла ТГМП-114 при сжигании мазута с  $\alpha_T = 1,05$  на 100—120 К. По Я. Б. Зельдовичу такое снижение  $T_{\text{ф}}$  должно вызвать уменьшение  $C_{\text{NO}}$  в 10—15 раз. Расчеты МЭИ (П. Я. Росляков) показали, что при  $\alpha_T = 1,05$  ввод ре-



циркулируемых газов в топку при  $r = 0,1; 0,2$  и  $0,3$  приводит к снижению  $C_{NO_x}$  соответственно на 75; 90 и 92 %, а дальнейшее увеличение  $r$  эффекта не дает. Между тем фактическое снижение  $C_{NO_x}$  значительно меньше, а уровень снижения определяется особенностями горелочных устройств.

Сравнительные исследования эффективности снижения  $C_{NO_x}$  рециркуляцией продуктов горения мазута проведены в топках четырех корпусов однотипных котлов ТГМП-114. Этот эксперимент интересен тем, что конструктивные особенности топки и место ввода рециркулируемых газов (через шлицы под горелками) не оказывали влияния на сравнительные результаты, приведенные на рис. 4.10. На трех из четырех корпусов в один ярус установлены встречно шесть вихревых горелок разных конструкций с расходом мазута через каждую 1,7 кг/с. На корпусе № 1 установлены горелки ЦКТИ-ТКЗ с механическими центробежными форсунками Южтехэнерго, на корпусе № 2 — такие же горелки с паромеханическими горелками ТКЗ, на корпусе № 3 — горелки ЦКТИ с такими же форсунками. На корпусе № 4 вместо горелочных устройств смонтирована схема НТВ ЛПИ с соотношением расходов первичного, вторичного и третичного потоков воздуха 48 : 30 : 22, причем мазут распыливался трехканальными прямоточными форсунками ударного действия, обеспечивающими высокодисперсный состав капель. Из рис. 4.10 видно, что переход от высокотемпературного сжигания мазута ( $T_{max} = 2000 \div 2100$  К) к низкотемпературному ( $T_{max} = 1700$  К) сопровождается значительным уменьшением  $C_{NO_x}$ , причем в последнем случае влияния рециркуляции не замечено. По-видимому, это в основном объясняется тем, что снижение  $T_{max}$  ниже достигнутого в топке ЛПИ уровня слабо влияет на кинетику образования NO.

Не получено в топке ЛПИ и влияния рециркуляции на  $C_{SO_2}$ . В то же время при высокотемпературном сжигании рециркуляция газов уменьшает  $C_{SO_2}$  на 25—35 % [22].

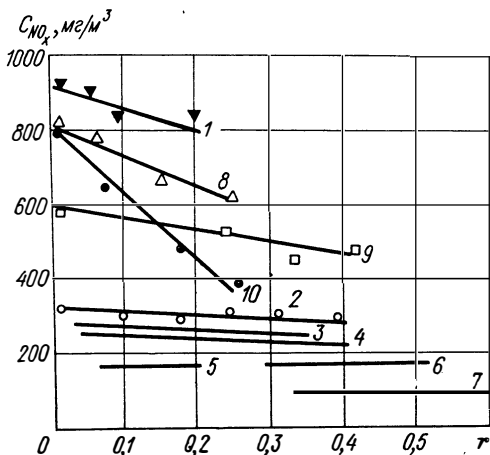
Таким образом, рециркуляция газов может рассматриваться как эффективное средство уменьшения  $C_{NO_x}$  и  $C_{SO_2}$  только при достаточно высоком исходном уровне температур в топке. Причина эффективного воздействия рециркуляции газов на подавление образования  $NO_x$  и  $SO_3$  заключается, видимо, в снижении температурного уровня в топке не только из-за охлаждения факела при соприкосновении со сравнительно холодными рециркулируемыми газами, но и из-за уменьшения скоростей цепных реакций горения вследствие дополнительного балластирования горючих газов инертными компонентами и соответствующего снижения концентраций реагирующих веществ.

В тех же случаях, когда в рециркулируемых газах содержится достаточно большое количество кислорода, рециркуляция не дает положительного эффекта.

На двух однотипных котлах ТГМ-94 при сжигании природного

Рис. 4.10. Влияние рециркуляции газов на  $C_{NO_x}$  в котлах ТГМП-114 при сжигании мазута.

1 — горелки ЦКТИ-ТКЗ,  $\alpha_T = 1,1$ ,  $D/D_0 = 1$ ; 2 — топка ЛПИ,  $\alpha_T = 1,1$ ,  $D/D_0 = 0,9$ ; 3 — то же,  $\alpha_T = 1,08$ ; 4 — то же,  $\alpha_T = 1,06$ ; 5 — то же,  $\alpha_T = 1,01 \div 1,03$ ; 6 —  $\alpha_T = 1,05$ ,  $D/D_0 = 0,6$ ; 7 — то же,  $\alpha_T = 1,08$ ,  $D/D_0 = 0,4$ ; 8 — горелки ЦКТИ-ТКЗ,  $\alpha_T = 1,03$ ,  $D/D_0 = 1$ ; 9 — то же,  $D/D_0 = 0,8$ ; 10 — горелки ЦКТИ,  $\alpha_T = 1,03$ ,  $D/D_0 = 1$ .



газа с 21 короткофакельной горелкой ТКЗ и 9 длиннофакельными горелками ХФ ЦКБэнерго проведены сравнительные опыты по влиянию одного и того же способа ввода и количества рециркулируемых газов на  $C_{NO_x}$  при воздействии на различные участки факела. Несмотря на близкий уровень  $T_{max}$ , получены различные эффекты: в первом случае, где воздействие осуществлялось в основном в зоне В, 1 % рециркулируемых газов уменьшал  $C_{NO_x}$  на 0,5—0,7 %, а во втором, где воздействие осуществлялось в зоне  $A_2$ , — на  $\sim 2$  %.

С позиций зональной схемы изложенные экспериментальные данные по сравнительной эффективности различных способов ввода рециркулируемых газов можно интерпретировать следующим образом. В наименее эффективной схеме подачи газов через под топки они попадают в основном в индифферентную зону С и лишь в незначительном количестве в зону В. В более эффективной схеме подачи газов через щлицы под горелками максимальному воздействию подвергается зона В и частичному — зона  $A_2$ . В самой эффективной схеме подачи газов в дутьевой воздух основное воздействие осуществляется на зоны  $A_1$  и  $A_2$ .

Исследования влияния рециркуляции газов на  $C_{C_{20}H_{12}}$  проведены в САФ ВНИИпромгаза на девяти котлах. В среднем 1 % рециркулируемых газов увеличивает на котле ТГМ-94  $C_{C_{20}H_{12}}$  на 3,5 %, на котле ТГМ-84 с вводом через воздушное дутье — на 20 %, на котле ТГМП-324 с вводом газов через кольцевой канал горелок — на 2,5 %, а на котле ТГМП-114 с НТВ ЛПИ и подачей газов над подом топки — только на 1 %. Из рис. 4.8 видно, что в тех случаях, когда рециркуляция газов наиболее эффективна в отношении  $C_{NO_x}$ , она вызывает максимальное увеличение  $C_{C_{20}H_{12}}$ , и наоборот. Поэтому эффективность данного средства следует рассматривать комплексно — с учетом положительного влияния на теплообменные

характеристики, на  $C_{\text{NO}_x}$  и  $C_{\text{SO}_2}$  и отрицательного — на токсичные продукты неполного сгорания и технико-экономические показатели работы котлов.

Анализ накопленных данных по влиянию рециркуляции газов показывает, что наиболее эффективен для подавления образования  $\text{NO}_x$  ввод рециркулируемых газов в дутьевой воздух, что позволяет снизить  $C_{\text{NO}_x}$  на 30—70 %. При увеличении степени рециркуляции более чем на 20 % эффективность воздействия на  $C_{\text{NO}_x}$  в большинстве случаев снижается. Эффективность рециркуляции уменьшается при переходе от высоко- к низкотемпературному сжиганию топлива, в частности при уменьшении нагрузки. С увеличением длины факела увеличивается эффективность рециркуляции газов как средства уменьшения  $C_{\text{NO}_x}$ , но при этом могут возрасти концентрации продуктов неполного сгорания, в частности  $C_{\text{C}_{20}\text{H}_{12}}$ . При увеличении  $\alpha$  в рециркулируемых газах более 1,2 процесс горения от их ввода в топку, как правило, практически не ухудшается и  $C_{\text{C}_{20}\text{H}_{12}}$  существенно не возрастает.

#### 4.5. Влияние ступенчатости сжигания на концентрации вредных веществ

Другим способом, часто применяемым для уменьшения  $C_{\text{NO}_x}$ , является двухступенчатое сжигание топлива, когда образовавшимся на первой ступени (зона  $A_1$  и часть зоны  $A_2$ ) при  $\alpha < 1$  в высоких концентрациях азотсодержащим радикалам, видимо, легче вступить на этой же ступени в восстановительные реакции, чем достигнуть второй ступени, где могут протекать окислительные реакции с образованием  $\text{NO}$ .

Наиболее широкое распространение этот способ получил при сжигании топлив в многоканальных горелках, где к корню топливного факела подается лишь часть воздуха (при центральном подводе природного газа или мазута на различных стадиях процесса горения активно участвует лишь воздух, подаваемый по центральному каналу, а при периферийной подаче газа — воздух, подаваемый по периферийному каналу). Остальная часть воздуха  $\delta$  также участвует в процессе горения, но не на начальном участке факела.

Часто двухступенчатое сжигание газа и мазута осуществляется при перераспределении воздуха, подаваемого к отдельным горелкам, и подачей недостающей его части через неработающие горелки или специальные устройства в топке. При этом ступенчатость в призматических топках может быть осуществлена либо при вертикальном, либо при горизонтальном расположении ступеней.

Эффективность двухступенчатого сжигания по вертикали в отношении  $C_{\text{NO}_x}$  изучалась в САФ ВНИИпромгаза на котле ТГМ-94 с 21 вихревой горелкой ТКЗ при сжигании природного газа с нагрузкой  $D/D_0 = 0,8$  и подаче  $\delta = 0,15$  от общего расхода воздуха через амбразуры отключенных по топливу горелок верхнего яруса. Перевод котла на двухступенчатое сжигание газа в режиме без

рециркуляции дымовых газов при  $\alpha_T \leq 1,05$  позволил снизить  $C_{NO_x}$  примерно в 2 раза, тогда как при больших  $\alpha_T$  ( $\sim 1,1$  и  $1,25$ ) двухступенчатое сжигание, по сравнению с одноступенчатым, снижает  $C_{NO_x}$  в режиме без рециркуляции газов в меньшей степени — на  $\sim 40$  и  $\sim 20$  % соответственно. В режиме с рециркуляцией  $\sim 15$  % дымовых газов и  $\alpha_T \leq 1,15$  процесс горения топлива в первой ступени протекает с недостатком воздуха, рециркулируемые дымовые газы поступают в зоны  $A_1$  и  $A_2$ , образование  $NO_x$  уменьшается по сравнению с режимом без рециркуляции дымовых газов; при  $\alpha_T > 1,15$  процесс горения начинает протекать в основном по законам одноступенчатого сжигания.

Исследование эффективности двухступенчатого сжигания по горизонтали проведено на котле ТГМ-84/А при сжигании смеси газа и мазута (1 : 1) в четырех мощных горелках ХФ ЦКБЭнерго с подачей  $\sim 15$  % встречного потока воздуха. Данная схема (рис. 1.23) включает в себя установку амбразур напротив горелок. Высокий скоростной напор встречных воздушных потоков создает в объеме топки их активное соударение. Активное взаимодействие потоков воздуха с факелами обеих горелок обеспечивается тем, что расстояние между выходными сечениями горелок и встречных амбразур не более 6—10 калибров топливоздушнoй струи у корня факела. Включение вторичного воздуха привело к выравниванию распределения концентраций продуктов горения в топке и газоходах котла, факелы стали располагаться в центральных частях полutoпок, что исключило в большинстве режимов взаимодействие факелов с задним экраном. Путем перераспределения тепловой нагрузки между задним, фронтoвым и потолочным экранами произошло повышение тепловосприятия настенного и потолочного пароперегревателей, что обеспечило номинальную температуру пара при сжигании газа и мазута с  $\alpha_T = 1,02$  при  $q_3 + q_4 < 0,3$  % в диапазоне  $D/D_0$  от 0,62 до 1,05. Особенно важно, что существенно облегчилась наладка режимов сжигания с малыми  $\alpha_T$ . При переходе от одно- к двухступенчатому сжиганию за счет уменьшения температуры факела несколько уменьшается  $C_{NO_x}$ , а благодаря подаче вторичного воздушного потока в хвостовые участки факела, обогащенные продуктами неполного сгорания, уменьшается образование  $C_{20}H_{12}$  (рис. 4.11). При сжигании смеси газа и мазута (1 : 1) лучший эффект достигается при подаче мазута в нижние горелки, а газа — в верхние, причем в нижних горелках (с учетом вторичного воздуха)  $\alpha > 1$ , а в верхних  $\alpha < 1$ . При  $\alpha_T = 1,03$  это приводит к уменьшению  $C_{NO_x}$  на 25 %, а  $C_{C_{20}H_{12}}$  — на 15 %.

Аналогичный эффект в отношении  $C_{NO_x}$  получен во ВТИ при использовании этой схемы сжигания на котле ТП-82. При сжигании мазута с  $\alpha_T = 1,02$  снижение  $C_{NO_x}$  достигает 2 раз.

Изложенные данные показывают, что ступенчатое сжигание целесообразно применять в тех случаях, когда нет опасности ухуд-

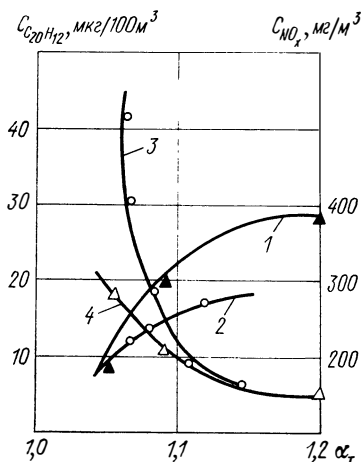


Рис. 4.11. Влияние встречного дутья на  $C_{NO_x}$  (1, 2) и  $C_{C_{20}H_{12}}$  (3, 4).

$\delta$ : 1, 3 — 0; 2, 4 — 0,15.

за счет ранее не использованного избыточного давления природного газа.

На основании полученных данных можно считать, что в тех случаях, когда необходимо повысить температуру острого или вторичного пара или когда пароохладители позволяют поддерживать ее на требуемом уровне, ступенчатое сжигание газа дает значительно больший эффект по снижению  $C_{NO_x}$ , чем рециркуляция газов, при существенно меньших энергетических затратах.

Однако не всегда возможно организовать ступенчатость таким способом. Например, котлы БКЗ-420-140 НГМ, сжигающие газ переменного состава ( $Q_H^P$  спонтанно меняется в 1,5—2,5 раза), могут надежно эксплуатироваться в режиме ступенчатого сжигания газа только при перераспределении воздуха между горелками. На этих котлах при сжигании газа с высоким содержанием  $H_2S$  достигнута (при сопоставимых нагрузках и избытках воздуха) снижение  $C_{NO_x}$  в  $\sim 2$  раза, а  $C_{SO_3}$  — на  $\sim 25$  %. При этом перерасход электроэнергии на дутье, вызванное неравномерностью распределения воздуха по горелкам, при частичных нагрузках ( $\leq 80$  %) перекрывается уменьшением энергии на дутье в связи с уменьшением избытка воздуха, необходимого для поддержания перегрева.

#### 4.6. Подавление вредных выбросов путем зонального впрыскивания влаги в факел

Конфигурация пристенной области экранов с восстановительной средой, содержащей  $H_2S$ , и возможности выбора места расположения паровых аппаратов на стенах топки предопределили необхо-

шения режима сжигания. В первую очередь это может быть рекомендовано для котлов, сжигающих только газ.

Работы САФ ВНИИпромгаза, выполненные на котле ТГМ-94, показали, что при сжигании природного газа более легко достичь двукратного снижения  $C_{NO_x}$  путем перераспределения между ярусами горелок не воздуха, а топлива. Условная доля вторичного воздуха 12 % позволяет получить более чем двукратное снижение  $C_{NO_x}$  и повысить температуру промежуточного перегрева на 15—25 К в диапазоне нагрузок 100—50 %. При этом температура отходящих газов возрастает на 3—4 К, а дополнительных энергетических затрат на реализацию ступенчатости не требуется, так как она достигается

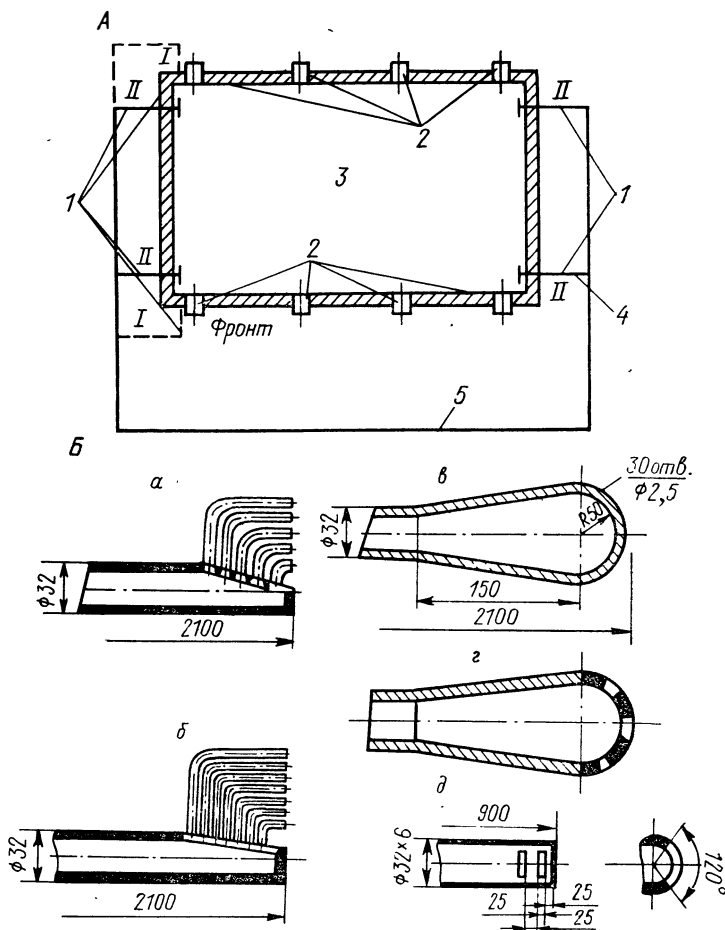


Рис. 4.12. Схема (а) и аппараты (б) для ввода пара в пристенную зону боковых экранов НРЧ котла ПК-41-1.

1 — паровые аппараты; 2 — горелки; 3 — топка; 4 — штуцерные соединения; 5 — линия пара собственных нужд; а—д — варианты конструкции аппаратов (а — пятислоевой, б — семислоевой, в — торцевой с малыми щелями, г — торцевой с увеличенными щелями, д — боковой со щелями на цилиндрической поверхности).

димось создания аппаратов с такой дальностью, которая бы охватила всю область с восстановительной средой, чтобы доставить водяной пар во все ее точки, в том числе и самые отдаленные. Схема ввода пара в топку и различные конструкции аппаратов приведены на рис. 4.12.

При одних и тех же параметрах пара применение прямоструйных аппаратов на котле ПК-41-1 позволяет получить  $C_{H_2S}$  намного меньше, чем при использовании центробежных форсунок. Особенно это заметно по мере удаления от места ввода пара, что связано, по-видимому, с различной дальностью и конфигура-

цией струй, формируемых этими аппаратами. Воздействие водяного пара приводит к снижению  $C_{H_2S}$  от 0,053 % без подачи пара до 0,033 % при подаче пара через пятисопловый аппарат. Пики концентраций находятся на высоте оси горелок котла. Применение семисоплового аппарата оказалось более эффективным, чем пятисоплового, несмотря на то что площадь выходных сечений и давление пара были одинаковыми. Семисопловый аппарат обладает большим углом раскрытия струи  $\gamma$  и создает большую дисперсность распыленной воды, чем пятисопловый. Так, при давлении воды 4 МПа  $\gamma$  у пятисоплового аппарата составлял 25—30°, а у семисоплового — 65—70°. Уменьшение радиуса сферы привело и к сохранению сплошности струи. Поэтому данная конструкция была принята за основу. Ее доработка позволила получить при  $\Delta p = 0,2$  МПа струю длиной 1,4—1,6 м с углом раскрытия около 180° и средним диаметром капель (в зависимости от расхода) 160—230 мкм.

Подача пара в зоны  $A_1$  и  $A_2$  приводит не только к практически полному предотвращению появления  $H_2S$  вблизи экранов НРЧ, но и к интенсификации выгорания других компонентов. В этих областях локальные значения  $C_{H_2}$  уменьшаются с 2—3 до 0,4—0,6 %,  $C_{CO}$  — с 8—10 до 3—4 %. На выходе из топки  $q_3$  не превышает 0,1—0,2 % при  $\alpha_T = 1,02 \div 1,03$  в диапазоне  $D/D_0$  от 1 до 0,72.  $C_C$  за котлом уменьшается с 90—100 до 5—7 мг/м<sup>3</sup>, а  $C_{C_{20H_{12}}}$  — с 40—60 до 8—10 мкг/100 м<sup>3</sup>.

Между тем часть пара проскакивает к границе зон  $A_2$  и  $B$ . Приближенные расчеты показали, что это может привести к снижению  $T_{max}$  (в предположении, что через ядро факела проходит 50 % всего объема топочных газов) на 30—40 К. В соответствии с теорией Я. Б. Зельдовича такое снижение  $T_{max}$  должно было бы привести к уменьшению  $C_{NO_x}$  примерно в 1,5 раза. На самом же деле, хотя снижение  $C_{NO_x}$  и наблюдается, оно значительно меньше. Полученные данные, приведенные на рис. 4.13, показывают эффективность уменьшения  $C_{NO_x}$  на котлах ПК-41-1, ТГМП-114 и -314 при сжигании природного газа и мазута. Если на котле ТГМП-114 эффекта практически нет, то на котле ПК-41-1 подача пара в пристенную зону экранов НРЧ приводит в оптимальных режимах к уменьшению  $C_{NO_x}$  при сжигании газа и мазута на 10—25 %, а на котле ТГМП-314  $C_{NO_x}$  уменьшается на 15—25 % при сжигании газа, но не уменьшается при сжигании мазута. Описанные различия в эффектах снижения  $C_{NO_x}$  отражают степень соответствия данной конструкции аппаратов различным котлам. Эти же аппараты были исследованы при подаче воды в топку нескольких котлов. Наиболее подробные исследования проведены на котле ТГМ-94 с трехъярусным расположением девяти горелок ХФ ЦКБэнерго и котле ТП-47 с подовой компоновкой трех таких же горелок. Зондирование топок этих котлов позволило выявить в них зоны образования  $NO_x$  и поля температур. Эти данные позво-

ляют выполнить расчеты испарения капель воды, подаваемой в факел.

Рассмотрим испарение капли начальным диаметром  $d_0$  по длине мазутного факела, образованного подовыми горелками в топке котла ТП-47. На каждом участке факела (с шагом  $\Delta l_\Phi = 0,1$  м) изменение диаметра капли рассчитаем по выражению ИГИ:

$$d/d_0 = 1 - 2 \alpha_{\text{то}} T_{\text{ср}} \Delta l_\Phi / (\rho r \omega_B d_0), \quad (4.10)$$

где  $\alpha_{\text{то}}$  — коэффициент теплоотдачи от газа к поверхности капли, кВт·ч/(м<sup>2</sup>·К);  $T_{\text{ср}}$  — средняя температура факела на участке, К;  $\rho$ ,  $r$  — плотность, кг/м<sup>3</sup>, и теплота испарения воды, МДж/кг, соответственно;  $\omega_0$  — скорость капли, м/с.

Проведем расчеты для  $d_0 = 200$  мкм, близкого к значению, характеризующему спектр капель воды, распыленной в большинстве опытов на данном котле.

К области факела  $T_{\text{max}} = 1960 \pm 30$  К капля подходит с  $d_1 = 159$  мкм, а выходит из этой области с  $d_2 = 108$  мкм. На основании полученных данных область  $T_{\text{max}}$  условно представим в виде призмы, размеры которой в плане составляют  $\sim 0,5 a_T$  и  $\sim 0,5 b_T$ , а высота  $\sim d_a$ . Объем призмы  $\sim 17$  м<sup>3</sup>. Время прохождения капель области  $T_{\text{max}}$  составляет 0,14 с. Для полного же испарения капли  $d_1 = 159$  мкм в этих условиях нужно 0,21 с. Следовательно, в области  $T_{\text{max}}$ , где генерируется основная часть воздушных окислов азота, может испариться 69 % массы капли, вошедших в эту область, и лишь 32 % исходной массы капли. Причем 50 % массы расходуется на участке от горелок до  $T_{\text{max}}$ , из которых  $\sim 25$  % испаряется на участке  $T_\Phi < 1650$  К и 25 % — от 1650 К до начала области  $T_{\text{max}}$ , а на температурную ступеньку около  $T_{\text{max}} (\pm 30$  К) приходится 32 % массы. Примерно 15 % влаги испаряется на участке факела после  $T_{\text{max}}$ , где завершается образование NO. Из приведенных данных следует, что если траектория капли совпадает с осью факела, то в зоне  $A_1$  испаряется  $\sim 25$  %, в зоне  $A_2 \sim 41$  %, а в зоне  $B$  — 34 % поданной влаги.

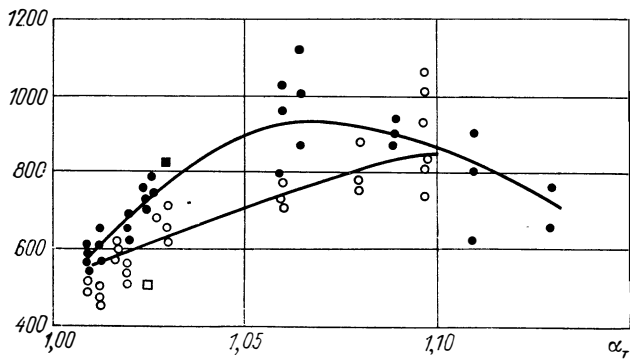
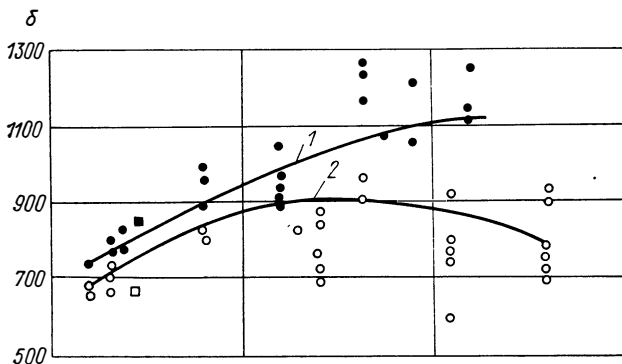
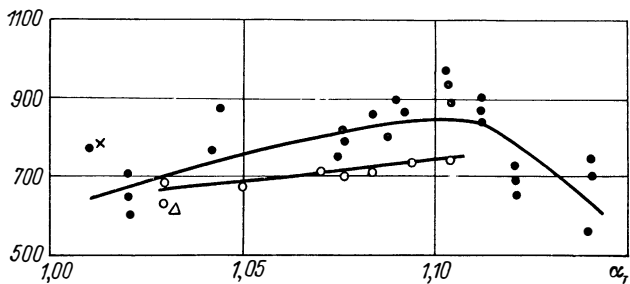
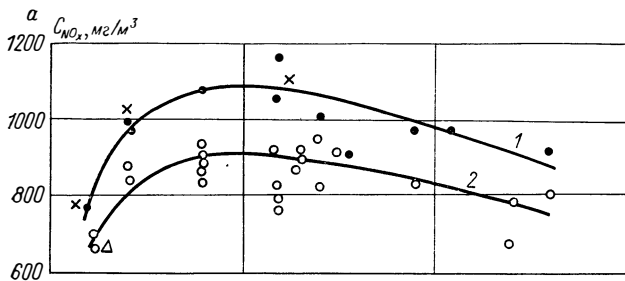
При испарении капель  $d_0 = 100$  мкм на долю зоны  $A_1$  приходится около 39 %,  $A_2$  — 44 %,  $B$  — 17 % исходной массы.

При испарении наиболее крупных капель  $d_0 = 500$  мкм в зоне  $A_1$  масса уменьшается на 12 %, в  $A_2$  — 19 %, в  $B$  — 37 %, а завершается процесс в зоне  $C$  (32 %). Так как за пределами зоны  $B$  образование NO практически прекращается, то целесообразно, чтобы испарение воды завершилось в этой зоне, что возможно при  $d_0 \leq 280$  мкм.

С другой стороны, мелкие капли в значительной степени испаряются до участка факела с интенсивным образованием окислов азота, поэтому наличие капель с  $d_0 < 120$  мкм, испаряющихся в зоне  $A$  более чем на 30 %, нежелательно.

Отсюда вытекает требование к аппаратам для впрыскивания воды, которые должны обеспечивать спектр капель диаметром от 120 до 280 мкм.





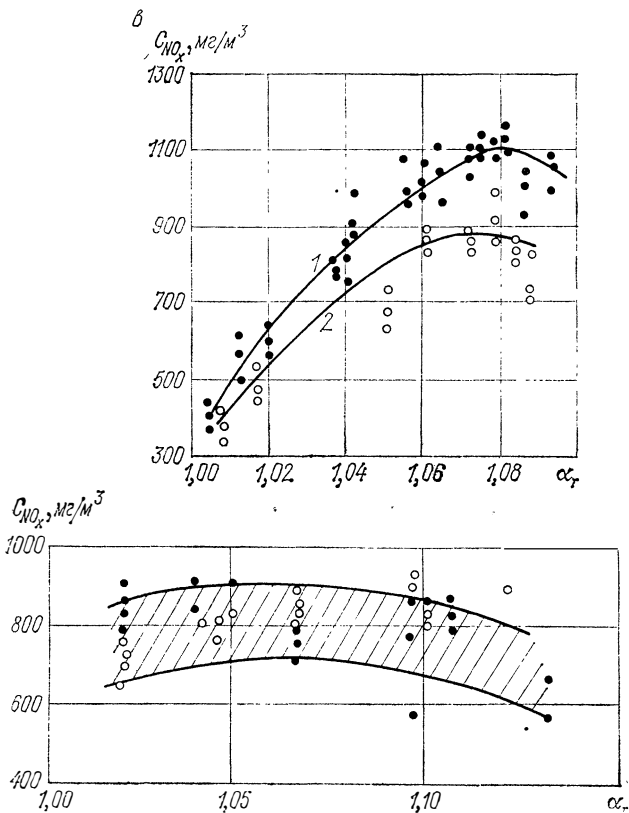


Рис. 4.13. Влияние подачи пара в пристенную зону экранов НРЧ котлов ПК-41-1 (а), ТГМП-114 (б) и ТГМП-314 (в) на зависимость  $C_{NO_x}$  от  $\alpha_T$  при сжигании газа (верхние кривые) и мазута (нижние кривые).  
1 — опыты без подачи пара; 2 — с подачей пара.

Выполненные в САФ ВНИИпромгаза расчеты влияния добавки воды на  $T_{\phi}$  в зоне образования  $NO$  показали, что если бы вся поданная вода доставлялась в эту зону, то даже при относительно низких значениях водотопливного отношения  $g = 3; 5$  и  $10\%$  снижение  $C_{NO}$ , определенное по Я. Б. Зельдовичу, должно быть более чем в 3 раза. Фактический же эффект существенно (даже качественно) зависит от места подачи воды. При впрыскивании воды только в зону  $A_1$  через горелки нижнего яруса интенсифицируется процесс горения и  $C_{NO_x}$  возрастает. При подаче воды в зоны  $A_2$  и  $B$  через горелки верхнего яруса  $C_{NO_x}$  уменьшается вследствие снижения  $T_{\phi}$ .

Между тем  $C_C$  и  $C_{C_{20}H_{12}}$  уменьшаются во всех случаях — вне зависимости от способа ввода в топку воды или пара в количестве до  $7\%$  от массы топлива. Так, например, при сжигании мазута в

топке котла ПК-41-1 при вводе пара в поток газов вблизи от экранов (в зону  $A_2$ )  $C_{C_{20}H_{12}}$  уменьшалась с 20—30 до 10—12 мкг/100 м<sup>3</sup>, при подаче пара в горелки этого же котла (в зону  $B$ ) — с 20—30 до 6—8 мкг/100 м<sup>3</sup>, а на котле ТГМ-94 ввод воды в зоны  $A_2$  и  $B$  привел к уменьшению  $C_{C_{20}H_{12}}$  с 40—50 до 3—8 мкг/100 м<sup>3</sup>.

Существенного влияния на  $C_{CO_2}$  не замечено при вводе воды в топку котлов ТГМ-94 и ПК-10, сжигавших мазут с содержанием серы соответственно  $\sim 1$  и  $\sim 3$  %.

Из рассмотренных материалов можно сделать вывод, что двухступенчатый ввод воды или водяного пара в две зоны факела —  $A_1$  и вблизи границы зон  $A_2$  и  $B$  — может привести к эффективному и одновременному уменьшению концентраций двух противоположных групп токсичных продуктов горения (с одной стороны, сажи, бенз(а)пирена и сероводорода, а с другой — окислов азота). Этот способ особенно эффективен для котлов, работающих в режимах резко и часто меняющихся нагрузок, когда при минимальных  $D/D_0$  не удается добиться экономичного сжигания мазута и смеси его с газом при малых  $\alpha_T$ . Данный способ может быть рекомендован в первую очередь для городских ТЭС и котельных, где необходимо добиться максимального снижения вредных выбросов в атмосферу.

Рассмотренный способ уменьшения вредных выбросов имеет положительное значение еще и потому, что позволяет одновременно решить другую важную задачу — уменьшение (или в отдельных случаях даже полное прекращение) сброса в водоемы загрязненных промышленных вод за счет подачи их в топку котлов.

Между тем необходимо отметить, что для реализации данного способа нужны аппараты с высокой регулировочной способностью, ибо количество воды, подаваемое в топку, зависит от многих факторов, в первую очередь от  $D/D_0$ . Поэтому необходимо иметь возможность регулировать расход и дисперсионные характеристики форсунок в достаточно широких пределах. С этих позиций могут представить интерес регулируемые центробежные форсунки.

#### **4.7. Влияние подготовки мазута к сжиганию на образование вредных веществ**

##### *4.7.1. Влияние температуры (вязкости) мазута на концентрации вредных веществ*

Повышение температуры мазута  $t_m$  перед распыливанием значительно снижает его вязкость и положительно сказывается на уменьшении времени горения топлива, особенно наиболее крупных капель. Уменьшение  $d_{max}$  за счет снижения вязкости значительно увеличивает свободную поверхность распыленного мазута и тем самым должно улучшить процесс смесеобразования, сократить время прогрева и испарения капель и создать благоприятные условия для выгорания коксовых частиц, уменьшения образования сажи и бенз(а)пирена. Это подтверждено данными ВТИ, Башкир-

энерго, САФ ВНИИпромгаза, полученными в области  $t_m$  до 450 К. Эффекты же при более высоких значениях  $t_m$  оставались неизученными до последнего времени, пока не были выполнены исследования САФ ВНИИпромгаза на котлах ТГМП-114 и ПК-41-1 Ириклинской ГРЭС.

Расчеты показали, что, например, для котла ТГМП-114 по условиям горения при малых  $\alpha_T$  достаточна  $t_m = 480$  К. Существенно выше необходима  $t_m$  по условиям золового заноса. Скорость осаждения золовых частиц на поверхностях нагрева зависит от их размеров  $d_3$ , скорости потока дымовых газов  $\omega_r$ , диаметра труб поверхности нагрева  $d_{тр}$ , времени контакта и оценивается критерием Стокса  $St$ . При достижении критического значения  $St_{кр}$  золовый занос должен отсутствовать, т. е. все золовые частицы становятся безынерционными. Оценка диаметра безынерционных золовых частиц производится по формуле

$$d_3^6 = (18 St_{кр} \rho_r \nu_r d_{тр} \rho_3^{-1} \omega_r^{-1})^{0.5}, \quad (4.11)$$

где  $\rho_r$  — плотность дымовых газов, кг/м<sup>3</sup>;  $\nu_r$  — кинематическая вязкость газов, м/с;  $\rho_3$  — плотность золы, кг/м<sup>3</sup>.

Расчеты показали, что при  $t_m > 510$  К доля безынерционных частиц превышает 99 % от общей их массы.

Между тем имеется ограничение  $t_m$  по влажности мазута  $W^p$ . Влага, содержащаяся в мазуте, при достижении температуры  $t_m$  выше температуры кипения воды  $t_n$  переходит в парообразное состояние и вызывает увеличение объемного расхода топлива при снижении его плотности. Для обеспечения надежной работы центробежных форсунок из условия предотвращения парообразования из влаги топлива необходимо исходить из предельно допустимой влажности, для расчета которой рекомендуется формула [24], %,

$$W_{доп}^p = \frac{(1 - \varphi) \rho_n}{\varphi (\rho_m - \rho_n) + \rho_m} \cdot 100, \quad (4.12)$$

где  $\varphi$  — коэффициент живого сечения сопла центробежной форсунки;  $\rho_n$  — плотность водяного пара, кг/м<sup>3</sup>.

Опыты на котле ПК-41-1 показали, что при  $W^p \geq W_{доп}^p$  температура  $t_m$  должна быть меньше  $t_n$ , а при  $W^p < W_{доп}^p$  возможна  $t_m \geq t_n$ . В этом случае  $t_m$  определяется из условия беззолowego режима работы котла. Для сохранения качества распыливания постоянным при  $t_m \geq t_n$  из-за уменьшения давления мазута перед форсунками необходимо увеличить  $t_m$ , чтобы вязкость снизилась в соответствии с выражением

$$\nu_t = \nu_m \left[ \frac{\rho_n (100 - W^p) + 100 W^p \rho_m^n}{\rho_n (100 - W^p) + 100 W^p \rho_m^h} \right]^{2.5} \left( \frac{\rho_m^h}{\rho_m^n} \right)^{2.5}, \quad (4.13)$$

где  $\rho_m^h$ ,  $\rho_m^n$  — плотность мазута соответственно при  $t_m = t_n$  и  $t_m > t_n$ , кг/м<sup>3</sup>.

Для реализации высокотемпературного подогрева мазута разработана конструкция высокотемпературного мазутного подогревателя (ВМП) на базе стандартных секций паропаровых теплообменников ЗиО. ВМП представляет собой поверхностный подогреватель, выполненный по противоточной схеме движения теплоносителей. Греющий пар с параметрами 648 К, 6,3 МПа движется между трубками и корпусом, а мазут — по трубкам под давлением 4,5—5 МПа со скоростью 3,7 м/с. В трубопроводах связи секций по пару и мазуту происходит интенсивное перемешивание отдельных потоков мазута, которое уменьшает неравномерность подогрева мазута перед каждой последующей секцией. Конденсат греющего пара направлен в деаэрактор 0,7 МПа. Давление греющей среды во всем диапазоне  $D/D_0$  больше давления мазута на 1 МПа, что предотвращает попадание мазута в пароводяной тракт. ВМП представляет собой цельную сварную конструкцию, фланцевые соединения отсутствуют. Основные расчетные характеристики ВМП: расход мазута 10 кг/с, поверхность нагрева 52 м<sup>2</sup>, коэффициент теплопередачи 850 Вт/(м<sup>2</sup>·К), давление пара 6,3 МПа, повышение температуры мазута 155 К, масса 5100 кг. Эти характеристики превосходят соответствующие показатели известных отечественных мазутных подогревателей. Тепловой расчет ВМП показал хорошую сходимость с результатами испытаний. Максимально достигнутая  $t_m = 558$  К. Коэффициент гидравлического сопротивления равен 40. Расход пара составляет 10 % от расхода мазута. Температура мазута вдоль поверхности нагрева возрастает линейно, подогрев мазута в каждой секции ВМП 35—40 К.

Исследования показали, что в головке форсунки имеет место дополнительный подогрев мазута, значение которого зависит от места расположения форсунки по отношению к плоскости среза амбразуры горелки и может достигать 25—60 К.

Результаты экспериментов на котлах ТГМП-114 и ПК-41-1 выявили влияние  $t_m$  на  $T_{\phi}$  и концентрации вредных веществ. С ростом  $t_m$  зона  $T_{\max}$  приближается к отметке оси горелок и смещается от центра топки к горелкам. С повышением  $t_m > 483$  К  $T_{\max}$  по абсолютному значению мало изменяется, что говорит о достижении максимальной интенсификации выгорания топлива. Это подтверждается снижением до нуля  $C_{H_2}$  и  $C_{CO}$ .

Интенсификация процесса горения при увеличении  $t_m$  вызывает и интенсификацию выгорания  $H_2S$ . Измерения  $C_{H_2S}$  в пристенной области боковых экранов свидетельствуют о снижении  $C_{H_2S}$  с повышением  $t_m$ . При этом зона, где  $C_{H_2S}^{\max}$ , не изменяет своего положения, но абсолютные значения  $C_{H_2S}$  уменьшаются с ростом  $t_m$ . При  $\alpha_r = 1,02$  и  $D/D_0 = 1$  в области  $t_m < 480$  К  $C_{H_2S}$  выше коррозионно-опасных значений, а при  $t_m \approx 513$  К  $C_{H_2S} \approx 0$ . Вместе с этим при увеличении  $t_m$  от 400 до 515 К несколько уменьшилась  $C_{C_{20}H_{12}}$  — с 8 до 5,5 мкг/100 м<sup>3</sup>,  $C_C$  уменьшилась с 40—60 до 15—20 мг/м<sup>3</sup>.

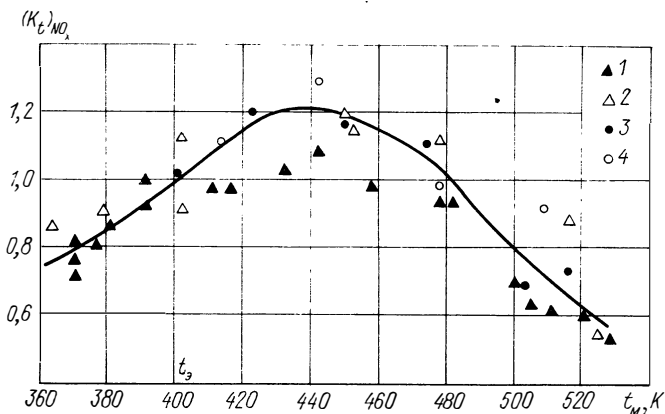


Рис. 4.14. Зависимость относительного изменения концентрации  $\text{NO}_x$  от температуры мазута М100 (1 — без присадки, 2 — с присадкой) на котле ТГМП-114 ( $D/D_0 = 0,95 \div 1$ ,  $r = 0$ ,  $\alpha_T = 1,03 \div 1,04$ ).

$t_3$  — среднеэксплуатационная температура мазута; 3, 4 — результаты межведомственных испытаний (3 — мазут с присадкой; 4 — мазут без присадки).

Золового заноса конвективных поверхностей нагрева практически не наблюдалось. На этих котлах отказались от применения дробеочистки. Межпромывочная кампания РВП увеличилась в 6 раз, и за счет этого скорость коррозии снизилась с 0,3 до 0,1 мг/(м<sup>2</sup>·с), несмотря на то что  $C_{\text{SO}_3}$  возросла с 0,0023 (при  $t_m \approx 400$  К) до 0,003 % (при  $t_m \approx 515$  К).

Увеличение  $t_m$  оказало сложное влияние на образование  $\text{NO}_x$  (рис. 4.14). При увеличении  $t_m$  с  $\sim 370$  до 420—450 К  $C_{\text{NO}_x}$  растет, а при дальнейшем увеличении  $t_m$   $C_{\text{NO}_x}$  падает и лишь при  $t_m \approx 500$  К  $C_{\text{NO}_x}$  стабилизируется. Этот характер зависимости неоднократно подтвержден в опытах на двух типах котлов, причем на котле ТГМП-114 в режимах с рециркуляцией газов и без нее, с обработкой мазута присадкой «Кремалит-1» и без нее. При этом изменялся уровень  $C_{\text{NO}_x}$ , несколько сдвигались значения  $t_m$ , соответствующие  $C_{\text{NO}_x}^{\text{max}}$ , но экстремальный характер зависимости сохранялся.

Можно дать приближенное объяснение полученному эффекту. Видимо, с повышением  $t_m$  рост  $T_\phi$  сопровождается уменьшением размеров высокотемпературной части факела, включающей в себя зону  $A_2$  и частично зону  $B$ , и соответственно уменьшением времени пребывания  $\tau_n$  топочных газов в этой области. В результате противоположно направленного воздействия двух параметров —  $T_\phi$  и  $\tau_n$  — в этой области мы имеем четыре участка, на первом из которых ( $t_m$  до 420—430 К) влияние  $T_\phi$  больше, чем  $\tau_n$ , на втором (430—450 К) — их влияние взаимно уравнивается, на третьем (450—490 К) — влияние  $T_\phi$  меньше, чем  $\tau_n$  (здесь начинает влиять

и скорость обратной реакции восстановления NO), а на четвертом ( $\geq 500$  K) вследствие существенного роста  $T_{\phi}$  скорость прямой реакции (образование NO) настолько больше, чем обратной, что, несмотря на дальнейшее уменьшение  $\tau_{\text{п}}$ ,  $C_{\text{NO}_x}$  сохраняется на сравнительно неизменном уровне.

#### 4.7.2. Влияние обработки мазута алюмосиликатной присадкой на концентрации вредных веществ

С целью подтверждения обнаруженного САФ ВНИИпромгаза эффекта влияния минеральной присадки к мазуту на образование вредных веществ в лабораторных условиях выполнены исследования на котлах ПК-41-1 и ТГМП-114 после двухлетнего опыта их работы на высокосернистом мазуте М100 ( $A^p \approx 0,05$  %) с алюмосиликатной присадкой. Установлено, что влияние присадки на  $C_{\text{C}_{20}\text{H}_{12}}$  и  $C_{\text{H}_2\text{S}}$  пренебрежимо мало.

Из рис. 4.15 следует, что обработка мазута присадкой приводит к существенному уменьшению  $C_{\text{SO}_3}$ . Эти данные качественно подтверждаются уменьшением скорости коррозии холодной набивки РВП в 2—2,5 раза.

Аналогичное влияние присадка оказывает и на  $C_{\text{NO}_x}$ . Эффект, видимо, связан как с влиянием присадки в объеме топки, так и с влиянием ее на высокотемпературных поверхностях нагрева. Поэтому представляют интерес данные о влиянии высокотемпературных золовых отложений, не содержащих присадки, на образование  $C_{\text{NO}_x}$ . Такие данные приведены на рис. 4.16, из которого видно, что  $C_{\text{NO}_x}$  до конвективного пароперегревателя больше, чем после экономайзера. Это свидетельствует о влиянии золовых отложений на восстановление  $\text{NO}_x$ .

Затем мазут подвергался обработке присадкой с дозировкой 0,04 % в течение  $\sim 100$  ч. На рис. 4.16 показано воздействие присадки на  $C_{\text{NO}_x}$ , которое происходит как в объеме топки, так и на

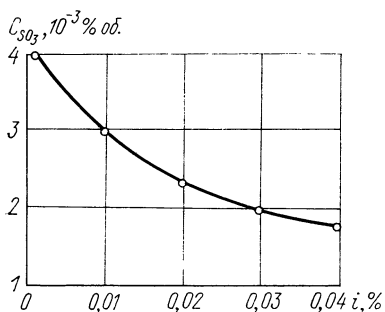


Рис. 4.15. Зависимость концентрации  $\text{SO}_3$  от дозировки присадки «Кремалит-1» на котле ПК-41-1 при  $D/D_0=1$ ,  $\alpha_{\text{T}}=1,025$ .

конвективных поверхностях нагрева. Из сравнения кривых 1 и 3 видно, что за счет действия присадки в дымовых газах, находящихся в топочном объеме и в поворотной камере, происходит частичное восстановление  $\text{NO}_x$ . Уменьшение  $C_{\text{NO}_x}$  в топке близко к  $100$  мг/м<sup>3</sup> при  $\alpha_{\text{T}} = 1,04 \div 1,05$ . Сопоставление кривых 3 и 4 на рис. 4.16 показывает, что учет влияния конвективных поверхностей нагрева позволяет при тех же избытках воздуха снизить  $C_{\text{NO}_x}$  еще на  $120—150$  мг/м<sup>3</sup>.

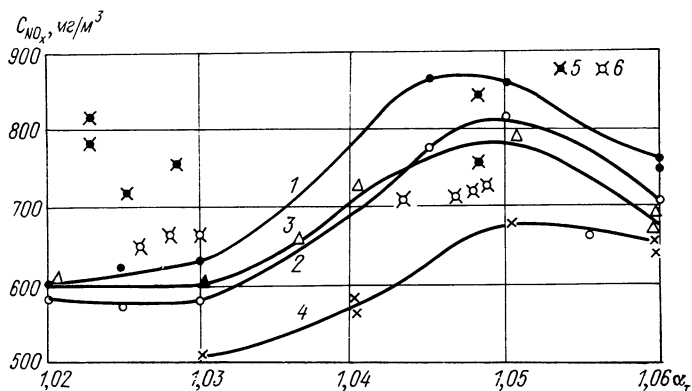


Рис. 4.16. Влияние присадки на зависимость  $C_{NO_x}$  от  $\alpha_T$  при сжигании мазута.

1, 2 — без присадки (1 — до КПП, 2 — после Э); 3, 4 — с присадкой (3 — до КПП, 4 — после Э); 5, 6 — результаты межведомственных испытаний на котле ТГМП-114 при  $D/D_0 \approx 1$ ,  $t_M = 402 \div 414$  К, отбор проб за пароперегревателем (5 — без присадки, 6 — с присадкой).

Полное представление о влиянии присадки в топке и на конвективных поверхностях нагрева дает сопоставление кривых 1 и 4 на рис. 4.16. При  $\alpha_T = 1,04 \div 1,05$  разница достигает 180—250 мг/м<sup>3</sup>, или 15—25 % от исходного значения  $C_{NO_x}$ .

Полученные результаты позволяют констатировать, что на поверхностях нагрева конвективной шахты происходит частичное восстановление  $NO_x$  под воздействием обогащенных присадкой золовых отложений.

#### 4.8. Влияние некоторых конструктивных параметров топочно-горелочных устройств на концентрации вредных веществ

Среди конструктивных параметров топки особенный интерес представляют такие как: наличие двухсветного экрана; конструктивные особенности горелочных устройств; компоновка горелок на стенах топки.

Сопоставление рассмотренных выше данных, полученных на котлах ТГМ-84, имеющих двухсветный экран, с данными, полученными в подобных условиях на котлах ТГМ-94 с примерно такой же объемной плотностью теплового потока и аналогичной однофронтной компоновкой горелок, но без двухсветных экранов, показывает, что на котлах ТГМ-84  $C_{NO_x}$  значительно меньше (до 2 раз). Аналогичные различия наблюдаются при сравнении данных ВТИ, полученных на котле ТП-82 с двухсветным экраном, и котле ТП-80, не имеющем его, а также данных ИГ АН УССР на котлах малой мощности. Меньше образуется на котлах с двухсвет-



ными экранами и серного ангидрида (на 20—40 %). В то же время на котлах с двухсветными экранами, как показано выше, несколько больше концентрации продуктов неполного сгорания, в том числе и  $C_{C_{20}H_{12}}$ .

Полученные различия в концентрациях отдельных вредных веществ на котлах ТГМ-84 и ТГМ-94 показывают, что двухсветный экран является эффективным средством уменьшения выброса  $NO_x$  и оно может быть рекомендовано в тех случаях, когда нет серьезной угрозы уменьшения полноты сгорания, т. е. в первую очередь для сжигания природного газа.

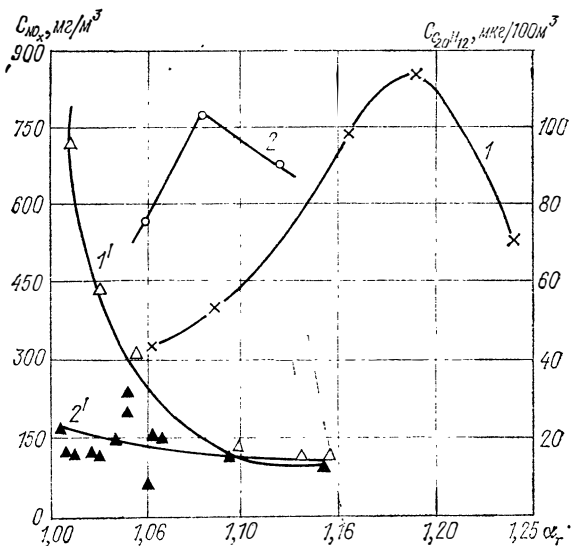
Существенное влияние на образование вредных веществ оказывают и другие конструктивные параметры топочно-горелочных устройств. По данным САФ ВНИИпромгаза (рис. 4.17), полученным при сжигании мазута на котле ПК-41-1 в горелках ЗиО двух модификаций (различающихся между собой лишь тем, что в одной из них установлены дополнительные турбулизаторы воздушного потока в виде плохо обтекаемых тел, приводящие при полной нагрузке к повышению температуры факела на  $\sim 90$  К и облегчающие организацию сжигания сернистого мазута и газа с малыми избытками воздуха, особенно при частичных нагрузках), благодаря интенсификации процесса горения значение  $\alpha_s$ , соответствующее  $C_{NO_x}^{max}$ , сдвинулось влево. Следует отметить, что эффект зафиксирован в топке с высокой объемной плотностью теплового потока (около 400 кВт/м<sup>3</sup>). На котле же ТГМ-94 ( $q_v \approx 200$  кВт/м<sup>3</sup>) изменения конструкции горелок (ТКЗ и САФ ВНИИпромгаза) при сохранении их компоновки не привели к существенному изменению  $C_{NO_x}$  при сжигании газа.

Подобный результат получен и при сжигании мазута в топках двух котлов ПК-10 с  $q_v \approx 150$  кВт/м<sup>3</sup>, где при  $D/D_0 = 1$  и  $r = 0$  переход от горелок ХФ ЦКБэнерго к горелкам Ф. А. Липинского при их угловой компоновке не привел к резкому изменению  $C_{NO_x}$ .

Сопоставление этих данных с обширным экспериментальным материалом ряда авторов показало, что при низких  $q_v$  конструкция горелок не играет решающей роли в образовании  $NO_x$ , а с увеличением  $q_v$  роль горелочных устройств возрастает.

Значительная роль принадлежит компоновке горелок. Анализ полученных в САФ ВНИИпромгаза данных свидетельствует о том, что при этом большее влияние оказывает не столько тип компоновки, сколько расстояние между отдельными горелками и стенами топки. Установлено, что решающее значение имеют соотношения между линейными размерами топки в зоне максимального тепловыделения. Эти размеры определяют не только особенности протекания процессов горения, отражением чего является температура газов на выходе из указанной зоны, но и соотношение объемов зон  $A_1$ ,  $A_2$  и  $B$ . Так, если расстояние между осями соседних в ярусе горелок значительно больше, чем это необходимо по условиям нормального развития факела, то в пределах зоны максимального тепловыделения образуются дифференцированные зоны  $A_2$  и  $B$ ,

Рис. 4.17. Зависимость  $C_{NO_x}$  (1, 2) и  $C_{C_{20}H_{12}}$  (1', 2') от  $\alpha_T$  до (1, 1') и после (2, 2') усовершенствования горелок котла ПК-41-1.



число которых соответствует числу горелок. Увеличение суммарного объема зон  $B$  в высокотемпературном объеме приводит, в частности, к интенсификации образования  $NO_x$ , следовательно, для уменьшения  $C_{NO_x}$  целесообразно уменьшить расстояние между осями соседних горелок  $S_G$ . Это может быть сделано при значительном отдалении крайних горелок от боковых стен в топке.

Существенную роль играют присосы воздуха в пристенные участки топки, особенно в зоне максимального тепловыделения при значительном отдалении горелок от боковых стен. Отсюда следует, что надо уменьшить расстояние горелок от стен  $S_{ст}$ . Применение же горелок больших калибров  $d_a$  позволяет получить факел с меньшей интенсивностью смесеобразования, с более ровным температурным полем и большей протяженностью по длине, что одновременно с уменьшением  $S_G$  и  $S_{ст}$  облегчает задачу взаимного перекрытия зон  $A_1$  и  $A_2$  соседних в ярусе горелок и вытеснения зоны  $B$  в надгорелочную часть топки. Это затруднит образование  $NO_x$ , но одновременно в ряде случаев может ухудшить условия выгорания топлива.

Уменьшение площади поперечного сечения топки обеспечивается выбором малых расстояний между горелками, что облегчает задачу создания единой зоны  $A_2$  в пределах зоны максимального тепловыделения. Для обеспечения полного выгорания топлива при неизменном объеме топки требуется увеличить ее высоту, что приведет к росту площади стен  $F_{ст}$ , т. е. увеличению поверхности теплоотвода и снижению  $T_{max}$ . Изменения  $V_T$  и  $F_{ст}$  отразятся и на эффективной толщине излучающего слоя пламени  $s = 3,6 V_T / F_{ст}$ .

Другим параметром, определяющим расположение зоны максимального тепловыделения в объеме топки, является часть ее высоты, занятая горелками,  $H_G$ .

Анализ данных САФ ВНИИпромгаза показал, что можно добиться уменьшения  $C_{NO_x}$  без увеличения концентраций токсичных продуктов неполного сгорания путем применения топков с многоярусным расположением горелок; это позволит одновременно уменьшить габаритные размеры топки в плане и увеличить высоту части топки, занятой горелками, что достигается увеличением  $H_T$  и  $d_a$  и уменьшением  $s$  и  $S_{CT}$ .

Существенное влияние на  $C_{NO_x}$  оказывает и отношение поперечного сечения топки  $F_T$  к суммарному сечению  $n_1$  горелок в одном ярусе  $n_1 F_G$ . С ростом этого отношения  $C_{NO_x}$  заметно растет.

В общем виде эти шесть параметров могут быть представлены в виде единого конструктивного комплекса  $K_{кон}$ , который найден в виде степенной функции

$$K_{кон} = as^{x_1} S_{CT}^{x_2} H_T^{x_3} d_a^{x_4} F_T^{x_5} (n_1 F_G)^{x_6}. \quad (4.14)$$

Обработка полученных опытных данных САФ ВНИИпромгаза с применением МНК показала, что  $x_1 = x_2 = 0,5$ ,  $x_3 = x_4 = -0,5$ ,  $x_5 = 0,87$ ,  $x_6 = -0,37$ .

Представляя

$$s = 3,6 F_T H_T / F_{CT}, \quad (4.15)$$

где  $H_T$  — полная высота топки, получим  $K_{кон}$  в безразмерном виде:

$$K_{кон} = 1,9 \left( \frac{F_T}{F_G n_1} \right)^{0,37} \left( \frac{F_T}{F_{CT}} \right)^{0,5} \left( \frac{H_T}{H_T} \right)^{-0,5} \left( \frac{S_{CT}}{d_a} \right)^{0,5}. \quad (4.16)$$

$F_T / (F_G n_1)$  учитывает компоновку горелок и насыщенность ими поперечного сечения топки.  $F_T / F_{CT}$  характеризует геометрию топочной камеры.  $S_{CT} / d_a$  является относительным расстоянием крайних горелок от стен топки.  $H_T / H_T$  — параметр, характеризующий общее время пребывания в топке и время пребывания в зоне максимального тепловыделения.

Так как время выгорания мазута больше, чем газа, то величину  $H_T$  в газомазутной топке можно определить через время  $\tau_c$ , необходимое для сгорания наиболее крупных капель диаметром  $d_{max}$ :

$$H_T = V_{д.г} \tau_c / (a_T b_T), \quad (4.17)$$

где  $a_T b_T$  — ширина и глубина топки;  $V_{д.г}$  — объем дымовых газов:

$$V_{д.г} = v_{д.г} Q_T T_{эф} / 273. \quad (4.18)$$

Эффективная температура топочной среды  $T_{эф}$  определяется по [16]:

$$T_{эф} = 0,925 \sqrt{T_a T_T''}. \quad (4.19)$$

Для расчета  $\tau_c$  в САФ ВНИИпромгаза предложена упрощенная зависимость, аппроксимирующая с погрешностью  $\pm 10\%$  результаты экспериментальных исследований, с:

$$\tau_c = 3,5 d_{max} - 0,9, \quad (4.20)$$

где

$$d_{\max} = 0,103 \mu_{\text{ф}}^{0,3} B_{\text{ф}}^{0,3} \nu_{\text{м}}^{0,4} \rho_{\text{м}}^{0,05} \Delta p_{\text{м}}^{-0,35} \text{ мм}; \quad (4.21)$$

$B_{\text{ф}}$  — расход форсунки, кг/с;  $\mu_{\text{ф}}$  — коэффициент расхода форсунки;  $\nu_{\text{м}}$ ,  $\rho_{\text{м}}$ ,  $\Delta p_{\text{м}}$  — соответственно кинематическая вязкость, мм<sup>2</sup>/с, плотность, кг/м<sup>3</sup>, и давление мазута, МПа.

На основании данных Г. Ниппенберга получены эмпирические зависимости для расчета  $S_{\text{ст}}$ ,  $a_{\text{т}}$ ,  $b_{\text{т}}$ :

$$S_{\text{ст}} = 0,417 B_{\text{ф}} + 1,92 B_{\text{ф}}^{0,5}; \quad (4.22)$$

$$a_{\text{т}} = (5,7 B_{\text{ф}} + 6,33 B_{\text{ф}}^{0,5}) \alpha_{\text{т}}^{-4}; \quad (4.23)$$

$$b_{\text{т}} = (1 \div 2) a_{\text{т}}. \quad (4.24)$$

Выражение (4.16) рекомендуется в следующем диапазоне входящих в него параметров:  $F_{\text{т}} = 60 \div 218 \text{ м}^2$ ,  $n_1 = 2 \div 7$ ,  $d_a = 0,8 \div 1,1 \text{ м}$ ,  $F_{\text{ст}} = 630 \div 3090 \text{ м}^2$ ,  $H_{\text{т}} = 2,5 \div 10,0 \text{ м}$ ,  $H_{\text{т}} = 16,0 \div 27,0 \text{ м}$ ,  $S_{\text{ст}} = 1,2 \div 3,9 \text{ м}$ .

Зависимости (4.22) — (4.24) дают погрешности до  $\pm 10 \%$  при  $B_{\text{ф}} = 0,4 \div 2,3 \text{ кг/с}$ ,  $\alpha_{\text{т}} = 1,01 \div 1,15$ .

В качестве примера рассмотрим, как влияет изменение компоновки горелок котла ТГМ-94 на конструктивный коэффициент и соответственно на расчетное значение  $C_{\text{NO}_x}$  (табл. 4.1). Видно, что переход от принятой компоновки (9 горелок в три яруса) к заводской (21 горелка в три яруса) приводит к уменьшению  $C_{\text{NO}_x}$  на 46 %. Переход от трехъярусной компоновки к двухъярусной приводит к меньшему снижению  $C_{\text{NO}_x}$  (на 16—28 %).

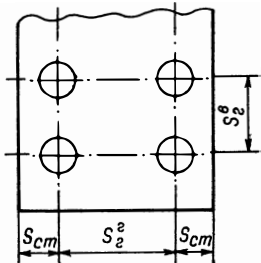
Расчеты и конструктивные проработки, выполненные САФ ВНИИпромгаза совместно с ХФ ЦКБэнерго для достаточно большой группы котлов, показывают возможность уменьшения в отдельных случаях  $C_{\text{NO}_x}$  в 1,5—2,5 раза без усложнения условий для выгорания топлива в обычных режимах котла.

Полученные результаты иллюстрируют возможности уменьшения только  $C_{\text{NO}_x}$ . Качественно такой же характер носит влияние  $K_{\text{кон}}$  и на  $C_{\text{SO}_3}$ , однако, по имеющимся данным, количественное изменение  $C_{\text{SO}_3}$  не превышает 15—20 %.

Вместе с тем не следует забывать, что в условиях регулирующих режимов работы котлов, конструктивные особенности которых способствуют минимальному образованию  $\text{NO}_x$ , возникает опасность появления высоких концентраций токсичных и агрессивных продуктов неполного сгорания. Поэтому такие топки можно рекомендовать в первую очередь для сжигания газа. При сжигании же мазута необходим специальный контроль за процессом горения. Для этих целей УзНИИЭиА и САФ ВНИИпромгаза разработаны схемы автоматического управления процессом горения с коррекцией по  $C_{\text{H}_2\text{S}}$  в пристенных зонах топки или по  $C_{\text{C}_{20}\text{H}_{12}}$  в газовых выбросах. Исследования состава топочных газов в пристенных зонах топки котла ПК-41-1 показали, что зона топки, омываемая газами с максималь-

Таблица 4.1

Изменение концентрации окислов азота в продуктах горения мазута (котел ТГМ-94) при номинальной нагрузке,  $\alpha_T = 1,05$  и отсутствии рециркуляции газов в топочную камеру

Вариант	Параметры размещения горелок					Изменение $\Delta C_{NO_x}$ , % от варианта 1	Примечания
	Число горелок	Число ярусов	$S_{Г, м}^Г$	$S_{Г, м}^В$	$S_{ст, м}$		
1	9	3	4,33	2,5	3,71	0	Измерено $(C_{NO_x})_1 \approx 500 \text{ мг/м}^3$
2	21	3	2,16	2,5	1,55	46	$\Delta C_{NO_x} = \frac{(C_{NO_x})_1 - (C_{NO_x})_i}{(C_{NO_x})_1} \cdot 100\%$
3	6	2	4,33	5,0	3,71	16	Уровень расположения горелок верхнего яруса принят на уровне третьего яруса заводских горелок
4	8	2	2,66	4,3	3,58	24	Обозначение конструктивных параметров:
5	10	2	2,44	3,36	2,80	28	

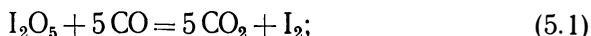
ной  $C_{H_2S}$ , нестабильна, она мигрирует в зависимости от  $\alpha_T$   $D/D_0$  и других факторов. Было установлено, что между  $C_{H_2S}$  и оптической плотностью газов при прочих равных условиях существует однозначная зависимость. Поэтому в системе регулирования предложено для обнаружения зоны максимальной концентрации  $H_2S$  использовать дымномеры, а точку отбора из зоны с  $C_{H_2S}^{max}$  выделять при помощи устройства для обнаружения и выделения наибольшего сигнала, который является корректирующим импульсом соотношения топливо—воздух.

## МЕТОДЫ ИЗМЕРЕНИЯ КОНЦЕНТРАЦИЙ ТОКСИЧНЫХ И АГРЕССИВНЫХ ПРОДУКТОВ ГОРЕНИЯ

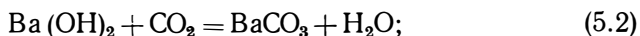
### 5.1. Окись углерода

#### 5.1.1. Титрометрическое и электрохимическое определение

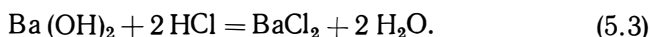
Титрометрическое определение концентрации СО основано на окислении СО иодноватым ангидридом и определении образовавшегося угольного ангидрида [25]. При этом протекают следующие реакции:



угольный ангидрид поглощается раствором гидроокиси бария:



избыток  $Ba(OH)_2$  титруют (микротитрование) соляной кислотой:



Известен [25] также метод каталитического дожигания СО до  $CO_2$  на гопкалите (смесь окислов металлов: 60 вес. ч.  $MnO_2$  и 40 вес. ч.  $CuO$ ),  $CO_2$  поглощается раствором  $Ba(OH)_2$  и титруется соляной кислотой.

Измерение электропроводности раствора  $Ba(OH)_2$  в зависимости от количества поглощенной  $CO_2$  положено в основу кондуктометрического газоанализатора на СО [26]. При поглощении же  $CO_2$  раствором гидроокиси натрия часть его превращается в углекислый натрий, при этом изменяется первоначальное электросопротивление поглотительного раствора. Определяя это изменение в кондуктометрической ячейке газоанализатора, находят концентрацию СО [26].

Перспективно применение автоматических газоанализаторов для определения СО в продуктах горения. Диапазон измерений и погрешность некоторых оптико-акустических газоанализаторов, выпускаемых в настоящее время промышленностью, следующие:

Диапазон измерений, % об.	Погрешность, %
0—0,005; 0—0,01; 0—0,02; 0—0,05	±10
0—0,1; 0—0,2; 0—0,5; 0—1,0;	±5
0—5,0; 0—10,0	
0—1,0; 0—2,0; 0—5,0;	±2,5
0—10,0; 0—20,0	

Применяются также термохимические и кондуктометрические газоанализаторы для определения СО [26, 27].

### 5.1.2. Линейно-колористическое определение

Оно производится путем протягивания газа, содержащего СО, через индикаторную трубку, заполненную индикаторным порошком — силикагелем марки ШСК, диаметром 0,125—0,160 мм, пропитанным раствором иодата калия в серной кислоте [27]. Однако применение этого индикатора невозможно без фильтрующего патрона, который служит для улавливания  $\text{CH}_4$ ,  $\text{C}_2\text{H}_2$ ,  $\text{C}_6\text{H}_6$ ,  $\text{C}_2\text{H}_4$ ,  $\text{CS}_2$ ,  $\text{SO}_2$ ,  $\text{NO}_x$ ,  $\text{Cl}_2$ ,  $\text{H}_2$ ,  $\text{H}_2\text{O}$  и некоторых других компонентов. Применение такого патрона обязательно во всех анализах. Индикаторный порошок имеет после анализа коричневый цвет. Метод позволяет определить концентрацию СО от 15 до 400 мг/м<sup>3</sup>.

Более высокую чувствительность — 5 мг/м<sup>3</sup> имеют индикаторные трубки, заполненные силикагелем КСК, пропитанным раствором сульфата палладия [27]. Для повышения устойчивости получаемой окраски к индикаторному реактиву добавляется раствор сульфата аммония, а для повышения чувствительности — раствор молибдата аммония.

Чувствительность 11 мг/м<sup>3</sup> имеет место при использовании индикаторной трубки с силикагелем, пропитанным водным раствором сульфита калия-палладия  $\text{K}_2\text{Pd}(\text{SO}_3)_2$  [27].

Применение кремнемолибденовой кислоты в качестве индикаторного реактива позволяет определить тысячные доли миллиграмма СО в 1 дм<sup>3</sup> газа [27].

### 5.1.3. Газохроматографические методы

В последние годы метод газовой хроматографии получил наибольшее распространение при определении СО в продуктах горения различных топлив. Вследствие несовершенства газоволюмометрического метода определения СО газовая хроматография благодаря высокой чувствительности, скорости и простоте выполнения анализа, а также возможности определения одновременно других составляющих продуктов горения вытеснила этот метод из практики наладочных и экспериментальных работ. Этому предшествовали большие работы по созданию новых и усовершенствованию уже известных методов разделения газов в хроматографических колонках, применению хроматографического метода для анализа продуктов горения и разработке новой хроматографической аппаратуры [28—31]. Специально для определения компонентов продуктов горения, в частности СО, промышленность выпустила отдельными партиями хроматографы типа ХПГС, ХТ-4, ХТ-2М, ГСТЛ с термохимическим детектором и ХТ-8 с детектором по теплопроводности. Учитывая опыт эксплуатации этих приборов, а также достижения техники хроматографирования, ЭНИН им. Г. М. Кржижановского совместно с заводом «Хроматограф» разработали газовый хроматограф типа «Газохром 3101» [29].

В настоящее время промышленной выпуск этих приборов прак-

тически полностью удовлетворил потребность в них. Согласно паспортным данным прибора «Газохром 3101», пороговая чувствительность по СО составляет  $10^{-3}$  % об.

## 5.2. Сажистые частицы

Концентрация сажистых частиц в продуктах горения является одним из важнейших показателей качества сжигания топлива. При сжигании газа и мазута с малым избытком воздуха необходим особый контроль за полнотой выгорания топлива. Потери теплоты из-за выноса сажистых и коксовых частиц особенно возрастают при сжигании топлива с предельно низким избытком воздуха ( $\alpha = 1,005 \div 1,03$ ).

Особо следует подчеркнуть, что выброс в атмосферу сажистых частиц одновременно сопровождается выбросом полициклических ароматических углеводородов, и в частности бенз(а)пирена.

### 5.2.1. Отбор проб

Отбор проб газов на содержание сажистых частиц обычно производится путем фильтрации анализируемого газа через фильтрующие материалы: сухие фильтры и жидкостные поглотители. В качестве сухих фильтров применяются фильтровальная бумага, ткань Петрянова, огнеупорная вата, металлические сетки и другие материалы [2, 29]. В жидкостных поглотителях используются в основном вода и керосин [30]. Отбор проб газов на содержание сажистых частиц из высокотемпературных зон производится обычно с помощью водоохлаждаемых трубок (зондов), а из зон с температурой до 700 К — обычными трубами без охлаждения. Рассмотрим некоторые способы отбора проб и материалы, используемые в качестве фильтра.

Многоточечный (до семи) водоохлаждаемый зонд предложен в работе [32] для отбора сажистых частиц непосредственно из высокотемпературных зон (порядка 2000 К и выше). В конструкции зонда предусмотрены сменные капсулы с кварцевой или каолиновой ватой, которые после каждого измерения заменяются.

Вакуумный отбор пробы газов на содержание сажистых частиц в продуктах горения газомазутных котлов описан в работе [45]. В основу метода отбора пробы сажистых частиц положен принцип внешней фильтрации. Присос газов через поглотительную трубку осуществляется с помощью вакуума, предварительно создаваемого в металлическом градуированном баллоне. Объем отобранного газа рассчитывается по разности показаний вакуумметра в начале и конце отбора и приводится к нормальным условиям. Улавливание дисперсной фазы из продуктов горения производится в поглотительных трубках с фильтрующим материалом. Углерод рассчитывается по количеству  $\text{CO}_2$ , образующейся при сжигании. Масса углерода в пробе находится по разности  $C_{\text{CO}_2}$  в рабочей и контрольной поглотительных трубках и относится к объему проб га-



зов. Достоинством рассмотренного метода отбора проб является возможность быстрого отбора и точного определения объема пробы газов, прошедших через фильтр, а недостатком — громоздкость установки, что затрудняет использование ее при проведении наладочных и экспериментальных работ непосредственно на котельной установке.

Отбор проб сажистых частиц через ситалловый фильтр описан в работе [34]. Ситалл — пористый проницаемый материал, устойчив к воздействию агрессивных газов и повышенных температур. Ситалловый фильтр применен в виде таблетки диаметром 9—10 мм с пористостью 40 % и толщиной слоя 5 мм. Такой фильтр обеспечивает практически полное улавливание сажистых частиц.

Фильтр из медных сеток использован [35] при отборе сажистых частиц в сажегазовых средах с температурой до 2000 К. Медные сетки вкладывались в фильтр, который вставлялся в головку водоохлаждаемого зонда. Однако, как отмечалось в [36], при отборе сажистые частицы обычно имели тенденцию к агломерированию и росту на пластинках или проволочных сетках в пламени.

При определении концентрации сажистых частиц в продуктах горения необходим правильный выбор точки отбора, так как при прохождении продуктов горения вдоль конвективных поверхностей нагрева на них оседает некоторое количество частиц. Например, по данным [33] содержание сажистых частиц в пробах газа, отобранных за водяным экономайзером котла ПК-41, в 2 раза меньше, чем в пробах, одновременно отобранных перед конвективным пароперегревателем. Неравномерно также распределение (поле концентраций) сажистых частиц по ширине и глубине газоходов. Об этом свидетельствуют данные, приведенные в [33]. В [33] доказано, что концентрация сажистых частиц по ширине газохода в районе водяного экономайзера котла ПК-41 в одном и том же режиме изменяется в пределах 10—80 мг/м<sup>3</sup>.

Важным условием представительного отбора проб газов на содержание сажистых частиц является равенство скоростей газов в газоходе и газозаборной трубке, т. е. соблюдение условий изокINETИЧНОСТИ.

### *5.2.2. Методы определения концентрации*

В настоящее время для определения концентрации сажистых частиц в продуктах горения применяется достаточно много расчетных, экспериментальных и автоматических методов и приборов. Рассмотрим более подробно наиболее широко используемые методы.

1. Колориметрические методы определения концентрации сажистых частиц основаны на сравнении оптической плотности анализируемой среды или фильтрата, собранного на фильтровальной бумаге, с оптической плотностью эталонных шкал.

Колориметрический метод применяется в санитарной практике для количественного определения сажи [5]. Метод заключается в том, что анализируемый газ протягивается через бумажный

фильтр. Степень потемнения фильтра сопоставляется со стандартной шкалой, приготовленной из суспензии чистой сажи. Чувствительность метода 0,002 мг.

За рубежом широкое распространение получили методы качественного определения сажистых частиц с помощью искусственных шкал Бахараха и Рингельмана [30, 38]. При применении этих методов производится сравнение густоты окраски анализируемого газа или степени потемнения фильтра с эталонной искусственной шкалой. Однако из-за отсутствия однозначной корреляции между концентрацией твердых частиц в продуктах горения и фактическим содержанием углерода в них применение индикаторных шкал может найти место лишь для приближенной оценки.

2. Гравиметрические методы определения сажистого углерода основаны на фильтрации известного объема продуктов горения через фильтры различной конструкции. Масса сажистого углерода, уловленного на фильтрах, определяется по привесу фильтра [29, 30]. Однако гравиметрические методы имеют достаточно высокую погрешность, так как на фильтрах одновременно с сажистыми осаждаются золотые частицы, а также пары воды и кислот [36—38]. Если фильтр с уловленными продуктами сжигают и в расчет вводят поправку на минеральную массу, погрешность снижается, [31, 38].

Для более полного улавливания сажистых частиц в [30] рекомендуется производить фильтрацию пробы газов последовательно через два барботера, заполненных соответственно водой и керосином. Объем воды и керосина в барботерах составляет по 0,5 дм<sup>3</sup>. Согласно [30], барботирование продуктов горения через воду дает возможность улавливать очень мелкие сажистые частицы, образующиеся при сжигании газового и жидкого топлив. В воде растворяются содержащиеся в золотых частицах хлориды, а также в определенной мере сульфиты и сульфаты, что несколько снижает ошибку определения массы сажистых частиц в продуктах горения методом прокаливания. Это связано с тем, что хлориды и сульфаты при прокаливании могут улетучиваться и тем самым увеличить ошибку определения горючих, рассчитываемых по разности массы отобранной пробы до и после прокаливания. Считается, что горючие составляющие не растворяются в воде. Барботирование продуктов горения через второй сосуд, залитый керосином, обеспечивает улавливание самых мелких частиц, которые прошли через первый барботер, что обеспечивает высокую смачиваемость сажистых и золотых частиц керосином.

Улавливание сажистых частиц пропусканием продуктов горения через два последовательно установленных барботера с водой и керосином позволяет более полно задерживать сажистые и золотые частицы и, таким образом, повышать точность определения горючих в продуктах горения.

После прохождения определенного объема продуктов горения через барботеры их жидкости пропускаются через беззольные фильтры типа «синей ленты». Далее эти фильтры проходят соответ-

вующую обработку: высушивание, взвешивание, доведение фильтра до постоянного объема, определение привеса фильтра и т. д. Следует отметить, что этот метод очень трудоемок, требует специального оборудования лаборатории и высокой квалификации исполнителя.

Масса уловленных частиц определяется по разности масс бумажных фильтров до и после фильтрации и рассчитывается по формуле

$$C'_c = C'_1 + C'_2 + C'_3, \quad (5.4)$$

где  $C'_c$  — суммарная масса уловленных частиц, г;  $C'_1$ ,  $C'_2$ ,  $C'_3$  — масса частиц, задержанных водой, керосином и смытых водой из газозаборной трубки соответственно, г.

Масса горючих в задержанных частицах определяется по разности масс собранных на фильтре частиц до и после прокаливании их при температуре 900—1000 К. Метод определения горючих по разности масс с прокаливанием также трудоемок, требует высокой тщательности на всех этапах определения, так как возможны ошибки, соизмеримые с определяемым значением [31, 38].

Масса горючих в задержанных частицах  $C_c$  рассчитывается по формуле

$$C_c = C_1 + C_2 + C_3, \quad (5.5)$$

где  $C_1$ ,  $C_2$ ,  $C_3$  — масса горючих, задержанных водой, керосином и смытых водой из газообразной емкости соответственно, г.

Массовая доля горючих в задержанных частицах за вычетом минеральной части топлива рассчитывается по формуле, %,

$$\bar{C} = (C_c/C_c) \cdot 100. \quad (5.6)$$

Гравиметрические методы определения сажистого углерода в настоящее время получили достаточно широкое распространение в различных отраслях производства [29, 30, 38]. Следует отметить высокую сложность отдельных операций при проведении анализа, требующих значительного времени, специального оборудования и высокой квалификации исполнителя. Все это затрудняет получение информации непосредственно во время проведения наладочных и экспериментальных работ.

3. Методы сжигания основаны на определении массы углекислого газа, образовавшегося в результате дожигания уловленных из продуктов горения сажистых частиц. В этом случае отбор проб анализируемого газа на содержание сажистого углерода производится путем фильтрации через волокнистый асбест [31], каолиновую и кварцевую вату [38]. Этот метод дает более высокую точность определения. Он сокращает время отбора проб и облегчает операции.

Сущность метода заключается в следующем [31]. Проба продуктов горения известного объема просасывается через фильтр из предварительно прокаленного асбеста. Фильтр устанавливается в специальную газозаборную трубку, а сама трубка вводится в га-

зоход, что исключает конденсацию паров серной кислоты (при сжигании сернистых топлив) и воды. После отбора пробы газов фильтрующий материал переносится в кварцевую трубку, помещенную в печь с электрообогревом, для выжигания горючих частиц. Полное сжигание задержанных на фильтре сажистых частиц производится в токе сухого воздуха при температуре  $\sim 1000$  К в течение 30 мин. Для полного перевода углеродистых частиц в  $\text{CO}_2$  предусмотрена многократная циркуляция воздуха. Поглощение образовавшейся  $\text{CO}_2$  ведется 0,1 н. раствором  $\text{Ba}(\text{OH})_2$  и 30 %-ным раствором перекиси водорода. Масса  $\text{CO}_2$  определяется путем обратного титрования раствора  $\text{Ba}(\text{OH})_2$  непосредственно в змеевиках 0,1 н. раствором соляной кислоты. Поглотитель с 30 %-ным раствором перекиси водорода устанавливается для поглощения паров серной кислоты. Замена взвешивания титрованием значительно упрощает анализ, повышает точность определения. Однако громоздкость установки и сложность анализа затрудняют использование метода при проведении наладочных и экспериментальных работ. В работе [30] отмечается, что погрешность этого метода достигает 0,1 мг и значительно превышает указанную авторами [31].

В [38] рассматривается газоволюмометрический экспресс-метод определения сажистого углерода в продуктах горения. Метод в основном аналогичен рассмотренному выше [31], разница заключается лишь в способе определения  $\text{CO}_2$ . Отбор пробы газов ведется на каолиновую вату, а сжигание производится при температуре  $\sim 1300$  К в токе кислорода при некотором избыточном давлении. Пробоотборная кварцевая трубка помещается в водоохлаждаемый кожух, чтобы остановить горение сажистых частиц на фильтре. Преимущество метода заключается в использовании для определения  $\text{CO}_2$  широко распространенных, имеющих достаточно высокую точность газоанализаторов типов ГХП-3М и ГОУ-1. Последний обычно применяется для измерения углерода в металлах. В качестве поглотителя  $\text{CO}_2$  используется 40 %-ный раствор КОН.

В работе [32] описан прибор для определения сажистых частиц методом сжигания. Сжигание задержанных на фильтрах (кварцевой или каолиновой вате) сажистых частиц производится в токе кислорода. Фильтр прокаливается в кварцевой трубке газовой горелкой. В приборе предусмотрена циркуляция кислорода, способствующая более полному выгоранию углерода.

Прибор работает следующим образом. Образец закладывается в кварцевую трубку, и система заполняется кислородом. Затем трубка нагревается. После полного выгорания сажи система охлаждается до температуры окружающей среды, фиксируется изменение объема кислорода вследствие поглощения его окислами серы, окисления латунного корпуса капсулы, а также минеральной части (при сжигании зонального топлива). Поглощение  $\text{CO}_2$  производится прокачиванием смеси  $\text{O}_2$  и  $\text{CO}_2$  через поглотительный сосуд с раствором КОН. По изменению объема газов определяется объем  $\text{O}_2$ , затраченного на сжигание углерода. Масса углерода в пробе определяется по объемному расходу кислорода на дожига-

ние единицы массы углерода. Согласно этой зависимости, на дожигание 1 мг углерода расходуется 2 см<sup>3</sup> O<sub>2</sub>. Прибор позволяет производить одновременное определение углерода в диапазоне от 1—2 до 70—75 мг.

По результатам градуирования можно заключить, что абсолютная погрешность определения углерода не превышает 0,3 мг при наличии его в пробе 10 мг и более. При массе углерода в пробе продуктов горения до 10 мг относительная ошибка определения составляет ± 3 %. С увеличением массы углерода в пробе до 70 мг относительная ошибка не превышает ± 0,5 %.

Учитывая простоту газовольнометрического метода, возможность применения приборов заводского изготовления, имеющих высокую точность, а также перспективу широкого внедрения этого метода, рассмотрим его более подробно. Лабораторные и промышленные испытания газовольнометрического метода определения сажистых частиц в продуктах горения различных топлив, проведенные САФ ВНИИПромгаза, показали, что без рециркуляции тока кислорода происходит неполное выгорание сажистых частиц до CO<sub>2</sub>. Часть углерода догорает лишь до CO. Контроль за полнотой выгорания производится на хроматографе и по индикаторным трубкам. Поэтому авторами [39] введены изменения в схему установки, предусматривающие многократную циркуляцию кислорода в системе, с помощью которой достигалось полное догорание углерода до CO<sub>2</sub>.

Расчет концентрации сажистых частиц производят, исходя из того, что 1 см<sup>3</sup> CO<sub>2</sub> соответствует 0,5355 мг углерода. Шкала эвдиометра выражена в массовых долях (%) углерода, содержащегося в навеске 1 г. При полном сжигании 1 мг углерода дает 1,867 см<sup>3</sup> CO<sub>2</sub> при нормальных условиях.

Концентрация сажистых частиц в продуктах горения определяется по формуле, мг/м<sup>3</sup>,

$$C_c = k_1 k_2 C_c^0 (V_1/V_r), \quad (5.7)$$

где  $k_1$  и  $k_2$  — коэффициенты приведения к нормальным условиям соответственно для эвдиометра и объема газов, прошедших через фильтр;  $V_r$  — объем газа, пропущенного через фильтр, м<sup>3</sup>;  $V_1$  — объем CO<sub>2</sub>, образовавшийся в результате сжигания сажистых частиц, см<sup>3</sup>;  $C_c^0 = 0,5355$  мг/см<sup>3</sup> — соответствие между 1 см<sup>3</sup> CO<sub>2</sub> и 0,5355 мг углерода.

Следует отметить, что рассмотренный выше газовольнометрический метод позволяет определить концентрацию только горючей части отобранной пробы (в основном углерода), не учитывая зольной составляющей.

Метод прошел лабораторную и промышленную проверку и может быть рекомендован для определения концентрации сажистых частиц в продуктах горения газа и мазута.

4. Газовая хроматография для определения концентрации сажистых частиц в продуктах горения производится путем сжигания отобранной пробы сажистых частиц до CO<sub>2</sub> и частично до CO

с последующим их газохроматографическим определением [34]. При сжигании пробы, отобранной на ситалловый фильтр, использовали специальный трубчатый пиролизер. Проба газов после пиролизера вводится в хроматограф. Расчет углерода производится по количеству его окислов. Преимущество этого метода заключается в том, что не требуется тщательного контроля за выгоранием углерода до  $\text{CO}_2$ , так как газовая хроматография позволяет определять как  $\text{CO}_2$ , так и  $\text{CO}$ .

5. Применение автоматических приборов — дымномеров — для измерения концентрации сажистых частиц в продуктах горения наиболее перспективно. Однако отсутствие однозначной корреляции между оптической плотностью и концентрацией сажистых частиц в продуктах горения затрудняет применение дымномеров для количественной оценки [30, 38].

Принцип действия оптических дымномеров основан на измерении интенсивности светового потока, прошедшего через продукты горения. В зависимости от концентрации сажистых частиц изменяется интенсивность поглощения светового потока. Наиболее подробно дымномеры рассмотрены в работах [30, 40]. По устройству дымномеры можно разделить на два типа: расположенные вне анализируемого потока газов и введенные непосредственно в поток газов.

Основными элементами дымномеров являются источник света, оптическая система, фотозаэлемент, усилитель и показывающий или регистрирующий прибор. Световой поток изменяющейся интенсивности преобразуется фотозаэлементом, электрический сигнал которого попадает в электронный усилитель и затем подается на вторичный прибор. Дымномеры, в основе которых лежит оптический способ измерения концентрации сажистых частиц, определяют их массовую концентрацию. Оптическая плотность потока анализируемого газа связана с концентрацией частиц следующим соотношением:

$$D = kCh, \quad (5.8)$$

где  $D = \ln(I_0/I)$  — оптическая плотность;  $I_0$  — интенсивность источника света;  $I$  — интенсивность светового потока после прохождения слоя газов;  $C$  — массовая концентрация сажистых частиц,  $\text{г/см}^3$ ;  $h$  — толщина слоя анализируемого газа;  $k$  — коэффициент пропорциональности.

Массовая концентрация частиц в потоке выражается уравнением

$$C = N_0 V_0 \rho_0, \quad (5.9)$$

Здесь  $N_0$  — число частиц в единице объема;  $V_0$  — объем частиц;  $\rho_0$  — плотность частиц.

Из этого уравнения следует, что одна и та же массовая концентрация сажистых частиц в анализируемом газе может получиться вследствие различных комбинаций  $N_0$  и  $V_0$  при постоянной плотности частиц. Отсюда следует, что величина  $D$  прямо пропорциональна не объему сажистых частиц, а площади их поперечного сечения. То есть значение  $D$  для одной и той же массовой концен-

трации будет больше при наличии частиц меньшего диаметра. Это связано с тем, что отношение площади поперечного сечения к объему растёт с уменьшением размера частиц. Таким образом, для более точного определения массовой концентрации сажистых частиц с помощью дымномера необходимо знать в каждый момент времени размер частиц. Это условие трудновыполнимо, поэтому дымномеры могут считаться приборами лишь качественной оценки.

Ошибки измерений дымномерами во многом зависят от их конструктивных недостатков. В основном это связано с загрязнением оптических стекол, изменением светового потока и параметров фотоэлементов и т. д. В связи с этим необходимо усовершенствовать существующие и разработать новые схемы дымномеров, позволяющих с большей достоверностью определять концентрацию сажистых частиц в продуктах горения.

Наиболее распространенным способом защиты торцевых стекол от загрязнения является постоянная обдувка их чистым воздухом или другим инертным газом [30]. Известно применение для этих целей электростатических зарядов [41]. В работе [42] описан дымномер, который лишен многих недостатков, влияющих на точность измерения. В приборе использована дифференциальная оптическая схема, в которой сравнительный световой поток создается отдельной оптической системой.

Проведенные [42] сравнительные измерения механической неполноты сгорания оптическим методом и методом дожигания сажистых частиц показали, что при использовании оптического метода необходимо вводить переходные коэффициенты, имеющие различные значения в зависимости от режима сжигания топлива (в частности мазута).

Прибор для контроля с дымовыми выбросами крупных ТЭЦ и ГРЭС разработан в СКБ аналитического приборостроения [43]. В основу промышленного дымномера заложен фотометрический метод контроля продуктов горения по величине пульсации оптической плотности. Пульсация продуктов горения вызывает пропорциональную пульсацию электрического сигнала, снимаемого с фотоприемника. Дымномер состоит из осветителя и светоприемника, диаметрально установленных в газоходе, электронного и регистрирующего блоков. Выходной электрический сигнал постоянного тока имеет унифицированный выход 0—5 мА. Прибор оборудован приставкой, имитирующей пульсацию продуктов горения, для проверки реперной точки шкалы.

В работе [41] предложен метод локального определения оптической плотности, который учитывает высокие погрешности дымномеров, обусловленные изменением гранулометрического состава сажистых частиц, а также степенью загрязнения оптических стекол.

### **5.3. Канцерогенные вещества**

Борьба за снижение загрязнений продуктов горения топлив канцерогенными веществами как одно из важнейших мероприятий по оздоровлению воздушного бассейна непосредственно связана:

с совершенствованием методов контроля за содержанием этих ингредиентов в продуктах горения котлов, а также в воздухе рабочих мест и населенных пунктов.

Наиболее распространенным в настоящее время методом качественного и количественного анализа канцерогенных полициклических ароматических углеводородов (ПАУ) является метод квазилинейчатых спектров люминесценции, использующий эффект Э. В. Шпольского [44]. Этот метод позволяет определить концентрацию ПАУ до  $10^{-8}$ — $10^{-10}$  г/см<sup>3</sup> в экстракте, полученном из пробы, с относительной погрешностью  $\pm 10$  %.

Процесс определения содержания бенз(а)пирена и других ПАУ в продуктах горения и в воздухе состоит, как правило, из следующих этапов: отбор пробы; извлечение фракции, содержащей ПАУ; очистка полученной фракции от сопутствующих примесей (хроматографическое фракционирование), качественное и количественное определение ПАУ; градуировка прибора и расчет концентрации ПАУ.

### *5.3.1. Методы отбора проб для анализа*

Канцерогенные вещества в продуктах горения при температуре ниже 520—570 К находятся в виде аэрозолей и легко адсорбируются на сажистых и зольных частицах. Поэтому к отбору проб газов на канцерогенные вещества применимы требования к отбору проб на содержание аэрозолей. Важное условие правильного отбора газов из газоходов котельных установок — соблюдение равенства скорости газов в потоке продуктов горения и скорости газа во входном отверстии газозаборной трубки (условие изокINETИЧНОСТИ). Наиболее простыми устройствами, обеспечивающими условия изокINETИЧНОСТИ, являются газозаборные трубки, работающие при усовершенствованных статических напорах, т. е. трубки «нулевого» типа. Для соблюдения принципа изокINETИЧНОСТИ отбора статические давления, измеряемые внутри канала газозаборной трубки и вне его, должны быть равны, а расход газа при отборе пробы следует регулировать так, чтобы показания дифференциального микроманометра, подключенного к указанным местам измерения статического давления, были равны нулю. Ряд конструкций «нулевых» заборных трубок разработан во ВТИ им. Ф. Э. Дзержинского и в Гинцветмете.

Регулирование изокINETИЧНОСТИ потока отбираемых газов может производиться автоматически. Для этой цели в работе [45] предложены пробоотборные устройства с автоматической стабилизацией режимных параметров, в которых применен регулятор изокINETИЧНОСТИ РИН-1, разработанный НИИОгазом и предназначенный для поддержания равенства скоростей потоков продуктов горения отбираемой пробы.

Принцип действия датчика регулятора изокINETИЧНОСТИ основан на термоанемометрическом методе измерения скоростей газовых потоков с помощью встроенных в пробоотборный носик миниатюр-



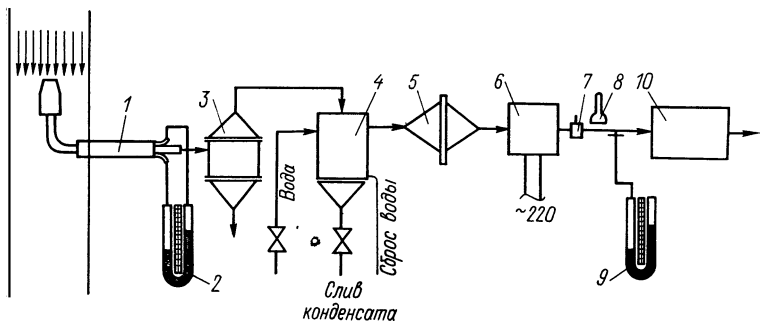


Рис. 5.1. Схема установки для отбора проб продуктов горения на содержание бенз(а)пирена.

1 — газозаборная трубка; 2 и 9 — U-образные манометры; 3 — циклон; 4 — теплообменник; 5 — устройство крепления фильтра; 6 — аспирационное устройство; 7 — регулировочный зажим; 8 — термометр; 10 — расходомер.

ных терморезисторов, дифференциально включенных в измерительный мост.

При пропускании проб запыленных газов через фильтр его пропускная способность со временем уменьшается, поэтому изокинетичность потока необходимо регулировать.

В связи с тем что канцерогенные вещества изменяют свое агрегатное состояние при изменении температуры, отбор проб газов из высокотемпературных зон необходимо производить с помощью водоохлаждаемых газозаборных зондов.

Принципиальная схема отбора проб продуктов горения на анализ канцерогенных веществ представлена на рис. 5.1.

Аспирационный метод с фильтрацией продуктов горения на фильтрах из ткани Петрянова типа ФПП-15 был применен авторами [39]. Для нагнетания продуктов горения через фильтры был использован бытовой пылесос «Уралец», создающий разрежение до 20 кПа, в корпусе которого вместо пылесборника установлен металлический цилиндр соответствующего диаметра с фильтром площадью 150 см<sup>2</sup>. В случае наличия мощного эжектора (воздушного или парового) электрокомпрессор можно исключить из схемы.

Чтобы определить объем проходящих через фильтр продуктов горения, аспирационная установка была оборудована газовым счетчиком РГ-40. Согласно методическим указаниям по отбору проб канцерогенных веществ счетчик устанавливается после аспиратора, что защищает счетчик от сажистых частиц.

Для охлаждения отбираемых продуктов горения и одновременного выделения из них конденсирующейся влаги необходимо применять теплообменник с развитой поверхностью охлаждения, выполненный из материала, стойкого к сернокислотной коррозии. Согласно данным САФ ВНИИпромгаза, со сконденсированной влагой теряется менее 5 % всей массы уловленного бенз(а)пирена. С увеличением массы бенз(а)пирена в продуктах горения увеличивается также и масса бенз(а)пирена в воде.

В последние годы в ряде случаев используется отбор проб газов с жидкостными поглотителями [46]. Установка с жидкостными поглотителями состоит из нескольких (обычно трех) U-образных поглотителей с пористой стеклянной перегородкой. Поглотительные сосуды заполняются 10—20 см<sup>3</sup> перегнанного бензола. Скорость прососа газов через поглотители составляет 0,5—1,0 дм<sup>3</sup>/мин. Объем отбираемых газов зависит от уровня загрязненности. Иногда для задержания влаги и осаждения пыли и сажи из газов перед поглотительными сосудами устанавливают склянку Дрекселя с ватой [46]. Чтобы избежать потерь канцерогенных углеводородов, вату подвергают последующей экстракции.

Однако, несмотря на высокую чувствительность спектрально-люминесцентных методов определения канцерогенных ПАУ (до 10<sup>-8</sup>—10<sup>-10</sup> г/см<sup>3</sup>), отбор проб продуктов горения жидкостными поглотителями осложнен трудоемкостью и длительностью отбора, а также сложностью аппаратуры.

Аспирационный отбор проб на фильтры Петрянова, позволяющий отбирать до 350—400 дм<sup>3</sup> газа в минуту, значительно проще и менее продолжителен.

### *5.3.2. Методы подготовки проб к количественному анализу*

Подготовка проб к количественному анализу заключается в экстракции бенз(а)пирена из собранных на фильтрах Петрянова аэрозолей. Для экстракции фильтры помещают в аппарат Сокслета и экстрагируют перегнанными органическими растворителями. Экстракция производится обычно *n*-октаном. Для экстракции могут быть также использованы бензол, петролейный эфир и другие растворители.

Фильтры Петрянова с отобранными пробами перед экстракцией для проведения параллельных измерений разрезаются на четыре равные части. Навеска образца подвергается в аппарате Сокслета предварительному замачиванию в течение 10—12 ч с последующей 8-часовой горячей экстракцией. Полученные *n*-октановые экстракции помещаются в колбу, а растворитель отгоняется на водяной бане, пока объем экстракта не составит 10—20 мм. Выделенный экстракт подвергается хроматографическому фракционированию, которое является одним из основных этапов спектрально-люминесцентного анализа, заключающегося в освобождении фракции ПАУ от примесей, затрудняющих анализ ПАУ по спектрам люминесценции. Характер хроматографического фракционирования зависит от того, какие ПАУ подвергаются определению. При определении концентрации бенз(а)пирена исследуемую пробу вносят в хроматографическую колонку диаметром 10—14 мм и высотой слоя окиси алюминия 120—140 мм. Вылитая растворенная проба свободно просачивается через адсорбент, и содержащиеся в растворе вещества собираются в его верхних слоях. После насыщения адсорбента раствором через колонку пропускают чистый растворитель (петролейный эфир), а затем добавляют бензол, увеличивая его

количество. По мере элюирования растворителем исследуемой пробы происходит разделение ее на фракции в зависимости от их сорбционной способности.

Для проявления разделенных фракций колонка подвергается действию ультрафиолетового излучения ртутно-кварцевой лампы ПРК-4, прошедшего через светофильтр УФС-3.

Выходящие из колонки фракции собираются в колбы таким образом, чтобы в каждую колбу попали вещества, соответствующие одной флуоресцентной полосе. По окончании хроматографического фракционирования растворитель отгоняется на водяной бане с добавлением одной-двух капель *n*-октана.

Для определения бенз(*a*)пирена обычно достаточно собрать 10—12 флуоресцирующих фракций. В случае когда после первого фракционирования спектр БП нечетко выражен в спектре фракции, производится повторное фракционирование. При анализе проб продуктов горения авторами [39] производилось однократное фракционирование, хотя некоторые пробы с малой массой сажи на фильтре не нуждались в хроматографическом фракционировании, так как экстракты были свободны от флуоресцирующих примесей, что в значительной степени упрощало анализ.

Если кроме бенз(*a*)пирена определяются и другие ПАУ, необходимо более тщательное и трудоемкое фракционирование. Этот процесс требует увеличения высоты слоя алюминия в колонке до 300 мм, отбора более 100 фракций и применения хроматографии с автоматическими коллекторами. Однако следует заметить, что такие сопутствующие вещества, как пирен, перилен, 1, 12-бензперилен и другие легко обнаруживаются с помощью обычной колоночной хроматографии, используемой при определении бенз(*a*)пирена. Поэтому при выделении проб канцерогенных ПАУ из продуктов горения газомазутных котлов достаточно однократного фракционирования.

Полученные после хроматографирования фракции хранятся в пробирках с притертыми пробками вместе с пробой «холостого» опыта, готовые к анализу спектральным методом.

В последние годы широко применяется тонкослойная хроматография [46, 47] — метод менее трудоемкий, но требующий достаточно высокой концентрации определяемого компонента в исследуемом экстракте (0,1—0,01 мкг/г).

### *5.3.3. Хроматографические методы анализа*

Для анализа канцерогенных ПАУ наибольшее распространение получила высокотемпературная хроматография (ГХ), в том числе газожидкостная (ГЖХ) и газоадсорбционная (ГАХ) как с программированием температуры, так и в изотермических условиях. Кроме ГХ используется тонкослойная (ТСХ), бумажная и жидкостно-адсорбционная хроматография. Следует отметить, что метод хроматографии как наиболее высокочувствительный, селективный является самым совершенным из всех аналитических методов.

В связи с низким уровнем концентраций канцерогенных ПАУ в пробах возникает необходимость концентрирования. В [48] описан метод, в котором ПАУ концентрировали на активированном угле и затем извлекали чистым бензолом. Для концентрирования пробы с ПАУ применяли фильтры из стекловолокна.

Для определения канцерогенных ПАУ в различных средах может быть использовано сочетание методов хроматографии, в том числе ГЖХ, ГАХ и ТСХ. В работе [48] описан метод ГЖХ с насадочной колонкой, заполненной 5 %-ным силиконовым эластомером SE-20, нанесенным на анахром. Чувствительным элементом служил детектор электронно-захватного типа (ЭЗД). Анализ канцерогенных ПАУ проводился с программированием температуры. Чувствительность при определении бенз(*a*)пирена и других ПАУ составляла 0,01 мкг.

В работе [48] предложена колонка длиной 30 см с 15 %-ным силиконовым эластомером SE-30, нанесенным на хромосорб для определения БП и 1, 2, 5, 6-дибензантрацена. Анализ проводился на хроматографе с пламенно-ионизационным детектором (ПИД) при температуре колонки 523 К. Объем анализируемой пробы с концентрированием составлял 0,01—0,02 см<sup>3</sup> [48].

Для разделения канцерогенных ПАУ в качестве неподвижной фазы может быть использован хлористый литий в массовой доле 20 %, нанесенный на хромосорб Р [48]. Таким образом удалось прямым способом разделить смесь ПАУ с температурой кипения от 455 до 873 К, при этом температура колонки программировалась от 353 до 523 К.

Двухколоночная система газохроматографического анализа ПАУ была применена в [48]. Первая колонка заполнялась насадкой диатокарт S + 2 % апиезона L, а вторая — газ-хром Z + 2 % силикона SE-30. Отмечается, что это позволило увеличить длину колонок соответственно от 200 до 660 см. Разделение велось с программированием температуры от 423 до 623 К. С использованием ПИД удалось «прямым» способом определить следующие ПАУ: пирен, хризен, бензантрацен, бенз(*a*)пирен, бензперилен. Время анализа 2 ч.

Применение как насадочной, так и капиллярной колонки описано в [48] для определения канцерогенных ПАУ при температуре колонок 523 К. На хроматографе проявились до 40 пиков. Описанный метод позволил обнаружить в атмосферном воздухе флуорантен, пирен, бензафлуарен, 3-метилпирен, бензантрацен, хризен, бензфлуорантен, 4, 5-бензпирен и 1, 2-бензпирен. Экстракт ПАУ концентрировали до массы 100—200 мг и извлекали циклогексаном. Затем экстракт наносился на пластинку с силикагелем. Объем пробы экстракта, вводимый в хроматограф, 1—3 мм<sup>3</sup>. Погрешность определения составила  $\pm 10\%$ .

Сочетание ТСХ с ГЖХ описано в [48], где ТСХ использовалась для предварительного выделения фракций ПАУ. На стеклянной колонке длиной 100 см с использованием ЭЗД определена фракция ПАУ, выделенная методом ТСХ, содержащая бенз(*a*)пирен,

3, 4-бензфлуорантен, 2, 3-фениленпирен. Минимальная определяемая масса бенз(а)пирена составила 5 г.

Сочетание газового хроматографа с масс-спектрометром для определения канцерогенных ПАУ было предложено в работе [48]. Использование этой системы дало возможность обнаружить 40 новых, ранее не определенных ПАУ, которые осаждались на фильтрах из стекловолокна. Экстракция проводилась циклогексаном, а разделение экстракта на фракции — методом жидкостной хроматографии на колонке с активированным силикагелем. Вытяжка концентрировалась и анализировалась на насадочной колонке длиной 360 см, заполненной дексилон-300 (6 %) на хромосорбе W. Температура колонки программировалась от 438 до 568 К. Полученная хроматограмма позволила установить наличие в пыли воздуха свыше 100 ПАУ. Время анализа составляло 80 мин. Каждый пик хроматограммы анализировался на масс-спектрометре и сравнивался со спектрами чистых веществ.

В работе [48] предложен метод производства анализов канцерогенных ПАУ (пирена, бензафлуорена, хризена, перилена, бензпирена и др.) с использованием хроматографической колонки длиной 500 мм, заполненной хромосорбом с 20 %-ным силиконовым эластомером SE-30, и температурного программирования в пределах 363—588 К.

При анализе узких фракций ПАУ могут применяться в качестве жидкой фазы апиезон, а также полиэтиленгликоль как с программированием температуры, так и в изотермических условиях.

В работе [49] описан ЭЗД, применяемый для анализа ПАУ. Отмечается, что с помощью ЭЗД четко обнаруживается антрацен, пирен, 1, 2-бензантрацен, бенз(б)флуорантен и бенз(а)пирен, в то время как ПИД не отреагировал на бенз(б)флуорантен и бенз(а)пирен.

Флуоресценцию канцерогенных ПАУ использовали для их обнаружения спектрофлуориметрическим детектором [49], с помощью которого удалось зафиксировать 0,2 мкг флуорена, 0,5 мкг антрацена, 0,5 мкг хризена и 0,1 мкг бенз(а)пирена. Однако трудности, вызванные необходимостью настройки как на длину волны возбуждающего света, так и на длину волны излучения вещества, затрудняют использование детектора, который требует в течение каждого цикла хроматографического разделения настройки, так как оптимальные условия для одного соединения оказываются непригодными для другого. Тем не менее с помощью такого детектора удалось обнаружить пробы ~ 0,2 г. Несмотря на недостатки этого детектора, его высокая селективность, т. е. возможность настройки на один компонент, позволит ему найти широкое применение в качестве датчика автоматического газоанализатора, например, на бенз(а)пирен.

Использование ГАХ для разделения канцерогенных ПАУ представляет собой интерес [49], так как в ГАХ отсутствует неподвижная жидкая фаза (НЖФ), т. е. этот метод лишен недостатка, присутствующего ГЖХ, заключающегося в том, что при повышенных темпера-

турах жидкая фаза частично элюируется из колонки вместе с анализируемым веществом, создавая мешающий фон на хроматограмме.

В качестве адсорбента для разделения ПАУ использовался специально обработанный водяным паром макропористый силикагель марки АТ-7 (размеры пор 50 нм) с удельной поверхностью 88 м<sup>2</sup>/г [49]. Рабочая температура колонки длиной 180 см и внутренним диаметром 4 мм поддерживалась в пределах 453—473 К. В качестве детектора использовался ПИД и катарометр. Ароматические углеводороды разделялись на этом адсорбенте главным образом по числу ядер в них.

Бумажная хроматография для анализа канцерогенных ПАУ применялась в основном для узкокипящих фракций пятиядерных соединений [фракция бенз(*a*)пирена] [49]. С помощью хроматографии на бумаге разделялись до индивидуальных соединений фракции ПАУ, выделенные с помощью ТСХ. Для бумажной хроматографии использовалась бумага типа «Ленинградская быстрая» или хроматографическая бумага № 1 и 3. В качестве подвижной фазы применялась смесь эфира, метанола и воды в соотношении 4 : 4 : 1. Бумага обрабатывалась концентрированной кислотой или пиридином, однако лучшие результаты получены при обработке бумаги пиридином.

Анализ ПАУ с помощью бумажной хроматографии относительно прост, но весьма трудоемок и требует для идентификации компонентов применения спектрального анализа (на спектрографе СФ-4).

В последнее время для анализа канцерогенных ПАУ часто применяется сочетание газовой и жидкостной хроматографии. Особое предпочтение следует отдать жидкостной хроматографии при анализе высококипящих ПАУ, так как при этом виде хроматографии хроматографическая система не нуждается в нагреве (разделение ведется при комнатной температуре и не требует перевода веществ в парообразное состояние). Все это обуславливает большую перспективность жидкостной хроматографии и для определения концентрации канцерогенных ПАУ, и для их препаративного выделения из экстракта.

С помощью жидкостной хроматографии производился анализ канцерогенных ПАУ [49]. Разделение велось на комбинированной колонке с молекулярными ситами типа 5А длиной 70 мм, которые высушивались при 523 К, на колонке длиной 210 мм, заполненной силикагелем, с зернением 30—60 мкш, пропитанным 30 %-ным карбоваксом-600. Детектирование велось ультрафиолетовым детектором с использованием сильного поглощения этих веществ в ультрафиолетовой области спектра. Объем пробы смеси углеводородов составлял 2 мм<sup>3</sup>.

Для определения концентрации ПАУ использовалась также электролюминесценция [49]. Измерения проводились с помощью монохроматического спектрофлуориметра. Электролюминесцентная ячейка была выполнена из кварца (10 × 10 мм), собранного вместе с платиновыми электродами, спиральными или сетчатыми, разме-

щенными в крышке из фторопласта. Для удаления кислорода раствор продувался азотом через сопло под электродами. Electroды размещались в фокусе оптического устройства. Напряжение переменного тока на электродах 3 В.

Измерение проводилось следующим образом. Раствор углекислого газа ( $2,5 \text{ см}^3$ ), содержащего электролит, помещался в кварцевую ячейку и продувался азотом в течение 3 мин. После чего на электроды подавалось напряжение и записывался спектр электролюминесценции. Аналогично получали спектры флуоресцентной эмиссии. В качестве растворителя применялся химически чистый диметилформамид. Этим методом было определено содержание в растворителе антрацена и пирена.

Приведенные данные по применению методов хроматографии для анализа ПАУ дают возможность предположить, что в ближайшее время эти методы будут широко использованы для качественной и количественной оценки канцерогенной загрязненности как воздуха, так и продуктов горения.

#### *5.3.4. Спектральные методы определения канцерогенных веществ*

**Принцип действия и устройство прибора.** Для качественного определения бенз(а)пирена спектральным методом в экстрактах проб, как правило, используется эффект Э. В. Шпольского [44], обнаружившего люминесценцию веществ в растворах нормальных парафиновых углеводородов, замороженных при температуре жидкого азота (77 К). При таких условиях широкополосные молекулярные спектры люминесценции превращаются в спектры с тонкой структурой, часто напоминающей линейчатую структуру атомных спектров, так называемые квазилинейчатые.

В работах Э. В. Шпольского указывалось, что линейчатые спектры возникают только в том случае, когда размеры растворенных молекул имеют один порядок с размерами молекул растворителя. Если эти условия не соблюдаются, получить квазилинейчатые спектры невозможно.

Для качественного определения бенз(а)пирена отбирается  $1 \text{ см}^3$  экстракта исследуемой фракции, к которому добавляется  $2 \text{ см}^3$  *n*-октана. Определение производится на спектрографе ИСП-51 камерой с фокусным расстоянием 270 мм. При качественном анализе сосуд Дьюара и конденсор должны выполняться из простого стекла. На пробирку, прижатую к стенке сосуда Дьюара, залитого жидким азотом, направляется свет от ртутно-кварцевой лампы через светофильтр, пропускающий ультрафиолетовое излучение в области 366 и 313 нм. Свет фокусируется конденсатором на пробирку с раствором экстракта и на входную щель спектрографа. Спектр фотографируется через диафрагму Гартмана таким образом, чтобы в средней части находился спектр исследуемого раствора, а по краям — спектр сравнения. По фотографии спектра определяется наличие в пробе бенз(а)пирена.

Применение для методов определения бенз(а)пирена эффекта квазилинейчатых спектров в 100—1000 раз увеличивает чувствительность метода по сравнению со спектрофотометрическим или спектрально-флуоресцентным методами, использующими спектры, полученные при комнатной температуре.

Оптическая схема фотоэлектрического спектрометра (на базе спектрографа ИСП-51) при количественном анализе практически та же, что и при качественном определении. При количественном анализе производится фотоэлектрическая запись спектра. В этом случае за выходной щелью спектрографа ИСП-51 располагается фотоумножитель (ФЭУ). Питание ФЭУ осуществляется от электронного стабилизатора. Сигнал с ФЭУ подается на усилитель постоянного тока.

**Количественное определение.** Для количественного определения концентрации бенз(а)пирена известны три метода: добавок, внутреннего стандарта и комбинированный.

Метод внутреннего стандарта был разработан П. П. Дикуном и Р. И. Персоновым независимо друг от друга. Первоначально этот метод был разработан для фотографической регистрации, затем модифицирован для установок с фотоэлектрической регистрацией и записью спектров [47]. Определение концентрации исследуемого вещества этим методом ведется путем сравнения интенсивности его аналитической линии с линией вещества, введенного в бензпиреновую фракцию в известном количестве. Вещество-стандарт должно иметь квазилинейчатую структуру спектра флуоресценции. Например, в качестве добавляемого вещества-стандарт при определении бенз(а)пирена применяется 1, 12-бензперилен [47] или коронен.

После записи спектра производится сравнение интенсивности линии бенз(а)пирена и вещества-стандарт и измеряется их отношение. Метод отличается быстротой проведения анализа, однако требует тщательного хроматографического фракционирования (присутствие в исследуемых фракциях сопутствующих веществ может привести к ошибкам) и высокой стабильности всей спектрометрической установки, от нестабильности которой существенно зависит отношение интенсивности линий спектра.

Вследствие трудности соблюдения этих требований, а также сложности расчетной части и графической обработки метод внутреннего стандарта в настоящее время практически не применяется.

Более совершенен, менее трудоемок и более точен метод добавок, разработанный Мюэлем и Лакруа. Они же впервые применили его в количественном определении канцерогенных ПАУ в сочетании с методом Э. В. Шпольского [44]. Позднее метод добавок был модифицирован [50]. Он заключается в сопоставлении интенсивностей аналитической линии серии растворов анализируемого вещества при вводе добавок и без них. В аналитической практике обычно используются три раствора анализируемого вещества — один без добавки и два с известными добавками. Таким образом, количественный расчет ведется по трем спектрограммам.



Анализ метода добавок выполняется следующим образом [50]. В три пробирки наливается по 1 см<sup>3</sup> анализируемого экстракта бензпиреновой фракции, растворенной в *n*-октане. Во вторую и третью пробирки вливается 0,5 и 1,0 см<sup>3</sup> эталонного раствора бенз(*a*)-пирена в *n*-октане. Эталонный раствор бенз(*a*)пирена готовится в зависимости от ожидаемой концентрации 10<sup>-7</sup>, 10<sup>-8</sup> или 10<sup>-9</sup> г/см<sup>3</sup>. Затем в пробирки доливается до 3 см<sup>3</sup> *n*-октана. Для повышения точности определения следует брать большую массу разных добавок.

Третья пробирка помещается в сосуд Дьюара перед входной щелью спектрометра. Затем записывается спектрограмма аналитической линии в области 404,0—401,5 нм. При этом регулируется отклонение пера самописца на 70—80 % размера шкалы. Далее анализируются вторая и первая пробирки. Для исключения ошибок, связанных с невоспроизводимостью условий записи спектра, производится градуировка прибора по фону, создаваемому примесями. Для этого при записи спектра отмечают на шкале самописца положение пера в области 401,5—402,0 нм, т. е. там, где люминесценция бенз(*a*)пирена практически равна нулю, а фон создается лишь примесями, которые присутствуют в одинаковых количествах во всех трех растворах (или серии растворов). При записи спектров второго и первого растворов перо самописца предварительно устанавливают на длину волны 401,5—402,0 нм, т. е. на фон, образующийся люминесцирующими примесями, который определен по третьему раствору. Запись спектров повторяют 2—3 раза, добиваясь хорошей воспроизводимости.

Определение концентрации бенз(*a*)пирена производится по графику, построенному по данным спектра трех растворов, где по оси абсцисс откладывается масса добавки, а по оси ординат — интенсивность линии 403,0 нм в миллиметрах, измеренная относительно фона растворов.

Экстраполяция прямой, проведенной через интенсивность линий второго и третьего растворов до пересечения с осью абсцисс, дает массу (концентрацию) бенз(*a*)пирена в экстракте. Этому соответствует отрезок на оси абсцисс.

Метод добавок имеет ряд преимуществ перед другими методами количественного анализа бенз(*a*)пирена. Благодаря тому что исследуемый экстракт в одинаковых количествах содержится во всех растворах, примеси оказывают одинаковое влияние на все растворы. Поэтому их влияние можно компенсировать установлением точки отсчета интенсивности линий бенз(*a*)пирена от уровня фона. Это позволяет уменьшить ошибки, вызванные недостаточной чистотой экстрактов бензпиреновых фракций, и, естественно, снизить требования к хроматографическому фракционированию, а в некоторых случаях вообще не использовать фракционирование. Учитывая названные преимущества, авторы [39] приняли метод добавок за основу количественного определения бенз(*a*)пирена.

Комбинированный метод количественного определения бенз(*a*)пирена [50] заключается в использовании комбинации методов

добавок и внутреннего стандарта. Это в основном вызвано тем, что люминесцирующие примеси не всегда дают фон, необходимый для корректировки условий анализа. Кроме того, в спектре флуоресценции имеются примеси с нелинейной зависимостью от длины волны. Это приводит к искажению спектра основного вещества и погрешности определения. Сочетание методов добавок и внутреннего стандарта имеет достоинства, присущие методу добавок, и освобождает от недостатков метода внутреннего стандарта, что приводит к более точному определению содержания бенз(*a*)пирена.

Согласно [50], при исследовании растворов экстрактов с низким фоном люминесцирующих примесей, недостаточным для точной предварительной установки прибора, в каждый раствор серии, приготовленной для анализа методом добавок, вводится в одинаковом количестве вещество-стандарт. Прибор настраивается по интенсивности линии стандарта. В этом случае, как и при методе добавок, запись спектрограмм растворов приводится к одинаковым условиям.

Для проведения анализа комбинированным методом также составляются три раствора [50]. В три пробирки вливается по  $1 \text{ см}^3$  исследуемого раствора и по  $1 \text{ см}^3$  раствора вещества-стандарта с концентрацией  $C_{\text{ст}}$ . Затем в первую пробирку вводится  $1 \text{ см}^3$  *n*-октана, а во вторую —  $1 \text{ см}^3$  эталонного раствора исследуемого соединения массой  $A$ , а в третью —  $1 \text{ см}^3$  массой  $2A$ .

Масса добавок подбирается в соответствии с определяемой концентрацией. Например, при концентрации бенз(*a*)пирена в экстракте порядка  $10^{-7} \text{ г/см}^3$  добавки составляют, г:  $A$  —  $5 \cdot 10^{-8}$ ,  $2A$  —  $10^{-7}$ . Экспериментально установлено, что стандартом при определении бенз(*a*)пирена, пирена, перилена, 1,2-бензантрацена может быть 1,12-бензперилен с аналитической линией 419,5 нм, а при определении бенз(*a*)пирена и 1,12-бензперилена — и бенз(*a*)пирен с линией 403,0 нм [50]. Масса определяемого компонента в  $1 \text{ см}^3$  экстракта находится графически, так же как и для бенз(*a*)пирена по методу добавок.

Методы количественного определения бенз(*a*)пирена с использованием метода внутреннего стандарта, добавок и комбинированного ограничены концентрацией канцерогенного вещества в пробе 0,2—0,3 мкг/см<sup>3</sup>. Погрешность методов составляет  $\pm 10 \%$ .

## 5.4. Сероводород

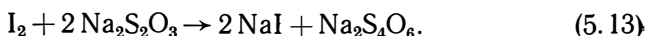
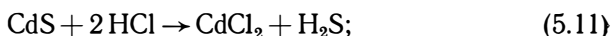
### 5.4.1. Титрометрическое определение

Оно наиболее широко распространено в практике аналитических работ на газоперерабатывающих и газоочистных производствах, где концентрация  $\text{H}_2\text{S}$  в технологических газах достигает 50 % и более. В продуктах же горения сернистых топлив эта концентрация не превышает 0,03—0,04 % [2]. Использование титрометрических методов [51] при концентрации  $\text{H}_2\text{S}$  менее 0,1 % затруднено вследствие их низкой чувствительности. В этом случае применяются

методы концентрирования и отбора больших объемов анализируемого газа. Рассмотрим более подробно титрометрический метод с использованием раствора уксуснокислого кадмия (или цинка) в качестве поглотителя  $H_2S$ .

Отбор газов, содержащих сероводород, производится обычными приемами, однако следует учитывать его реакционную и адсорбционную способность. Поэтому газозаборные линии должны иметь минимальную протяженность, желателно выполнять их из стекла.

Иодометрическое определение концентрации  $H_2S$  основано на образовании сульфида кадмия, который разлагается в кислой среде. Общая схема протекающей при этом реакции:



Реактивы: уксуснокислый кадмий (5 %-ный раствор); соляная кислота (10 %-ный раствор); тиосульфат натрия, 0,05 н. титрованный раствор; иод, 0,05 н. титрованный раствор; крахмал (0,5 %-ный раствор).

Объем поглотительного раствора берется в избытке. После отбора пробы газов поглотительный раствор переносится в колбу, куда затем приливают 25—50 см<sup>3</sup> титрованного 0,05 н. раствора иода и подкисляют жидкость 10 см<sup>3</sup> 10 %-ной хлористо-водородной кислоты. Выдержав раствор 2—3 мин, содержимое колбы титруют 0,05 н. раствором тиосульфата натрия до соломенно-желтого цвета, а после добавления нескольких капель 0,5 %-ного раствора крахмала — до исчезновения синего окрашивания. При определении берется такое количество иода, чтобы на обратное титрование было израсходовано примерно вдвое меньше тиосульфата натрия.

Масса  $H_2S$  определяется по формуле, г,

$$X = 0,00085 (V_1 - V_2), \quad (5.14)$$

где 0,00085 — масса  $H_2S$ , эквивалентная 1 см<sup>3</sup> 0,05 н. раствора иода, г;  $V_1$  — объем взятого для поглощения  $H_2S$  0,05 н. раствора иода, см<sup>3</sup>;  $V_2$  — объем 0,05 н. раствора тиосульфата натрия, израсходованный на обратное титрование иода, см<sup>3</sup>.

Объемная концентрация  $H_2S$  в анализируемом газе  $C_{H_2S}$  рассчитывается по формуле, %,

$$C_{H_2S} = \frac{X \cdot 22,14 \cdot 100 \cdot 1000}{34 (V_0 + V_3)} = 651176 \frac{X}{V_0 + V_3}, \quad (5.15)$$

где 22,14 — объем 1 моля  $H_2S$  при нормальных условиях, дм<sup>3</sup>; 24 — молекулярная масса  $H_2S$ ;  $V_0$  — объем взятого на анализ газа при нормальных условиях, см<sup>3</sup>;  $V_3$  — поправка на количество поглощенного раствора уксуснокислого кадмия, см<sup>3</sup>:

$$V_3 = 0,5535 V_4. \quad (5.16)$$

Здесь  $0,5535$  — объем  $\text{H}_2\text{S}$ , соответствующий  $1 \text{ см}^3$   $0,05$  н. раствора иода,  $\text{см}^3$ ;  $V_4$  — объем  $0,05$  н. раствора иода, израсходованного на титрование  $\text{H}_2\text{S}$ ,  $\text{см}^3$ .

#### 5.4.2. Фотокolorиметрическое определение

Оно основано на взаимодействии  $\text{H}_2\text{S}$  с раствором иода, взятым в избытке. Молекулярный иод, не прореагировавший с  $\text{H}_2\text{S}$ , с высокой чувствительностью и точностью может быть определен фотокolorиметрически по цветной реакции с ароматическими диаминами [37]. В ряде работ изучено взаимодействие молекулярного иода с ароматическими диаминами в зависимости от природы и концентрации диаминов, а также влияние кислотности среды на образование окрашенного соединения. Было признано целесообразным использовать для определения  $\text{H}_2\text{S}$   $N$ -диметил- $n$ -фенилендиамин (ДФД). Для поглощения  $\text{H}_2\text{S}$  использовался также раствор уксуснокислого цинка.

Определение концентрации  $\text{H}_2\text{S}$  производится следующим образом. Газ пропускается через  $20 \text{ см}^3$   $0,5$  %-ного водного раствора уксуснокислого цинка. По окончании отбора пробы к поглотительному раствору добавляется  $10 \text{ см}^3$   $0,002$  н. раствора иода и  $1 \text{ см}^3$  раствора ДФД. Раствор доливается дистиллированной водой до  $50 \text{ см}^3$ . Определение оптической плотности ( $D$ ) раствора производится через  $10$  мин после добавления ДФД. В качестве сравнительного раствора при фотокolorиметрировании используется вода. Оптическая плотность, соответствующая массе прореагировавшего иода, находится по разности между  $D$  исходного раствора, содержащего взятую для анализа избыточную массу иода, и  $D$  раствора, содержащего непрореагировавший иод. Более подробно фотокolorиметрический метод определения концентрации  $\text{H}_2\text{S}$  освещен в работе [52].

В качестве стандартного раствора при построении градуировочного графика используется титрованный раствор иода. Для стандартного раствора применяется  $0,0001$  н. раствор иода. Реагентом на иод является  $0,5$  %-ный раствор ДФД в  $0,5$  н. серной кислоте.

Объем поглотительных растворов подбирается в зависимости от измеряемой концентрации. Минимум определяемой концентрации  $\text{H}_2\text{S}$  составляет  $5 \cdot 10^{-5}$  % при объеме пробы  $1 \text{ дм}^3$ . По данным [53] средняя квадратичная погрешность единичного измерения  $\text{H}_2\text{S}$  фотокolorиметрическим методом не превышает  $\pm 2$  %. Этот метод рекомендован для аттестации газовых смесей, предназначенных для проверки автоматических газоанализаторов на  $\text{H}_2\text{S}$  [53]. Другие фотокolorиметрические методы определения концентрации  $\text{H}_2\text{S}$  рассмотрены в работах [53, 54].

#### 5.4.3. Газохроматографические методы

Определение концентрации  $\text{H}_2\text{S}$  газохроматографическим способом имеет свои особенности, поскольку сероводород энергично реагирует с материалом аппаратуры, в частности с медью и брон-

зой, а также с сорбентами. В связи с тем что в продуктах горения могут одновременно присутствовать  $\text{H}_2\text{S}$  и  $\text{SO}_2$ , возможно выделение серы в газозаборных емкостях и хроматографической аппаратуре. Это явление часто наблюдается при отборе проб технологических газов, содержащих  $\text{H}_2\text{S}$  и  $\text{SO}_2$ .

Для определения концентрации  $\text{H}_2\text{S}$  в последнее время успешно используются пористые полимерные адсорбенты типа порапак, полисорб [49]. Более подробно методические особенности определения  $\text{H}_2\text{S}$  рассмотрены в работах [48, 49].

Наибольшее распространение получил катарометр. Применяются электронно-захватные, пламенно-фотометрические, кулонометрические, ультрафиолетовые, разрядные, аргонно-ионизационные и другие детекторы.

В связи с ограниченной чувствительностью наиболее распространенных детекторов к  $\text{H}_2\text{S}$  возникает необходимость в концентрировании пробы, что существенно повышает чувствительность детекторов. Метод термохимического концентрирования  $\text{H}_2\text{S}$  на колонке, заполненной триэтаноломином (30 %) на инертном носителе, с последующей конверсией  $\text{H}_2\text{S}$  в водород применен в работе [48]. Адсорбция производится при температуре до 300 К, десорбция — при температуре 373 К. Продолжительность цикла анализа 15—20 мин. Приемы концентрирования  $\text{H}_2\text{S}$  рассмотрены более подробно в [48].

## 5.5. Окислы азота

Для определения концентрации окислов азота в выбросах котельных агрегатов наибольшее распространение нашли методики ВТИ—ЦКТИ [55], ЭНИН [56], САФ ВНИИпромгаза [56].

Методика САФ ВНИИпромгаза основана, так же как и методика ВТИ, на цветной избирательной химической реакции взаимодействия между нитритами и индикаторным раствором. Различие методик заключается в составах индикаторного раствора и технологии обработки проб. Поглощение  $\text{NO}_x$  в методике ВТИ производится 8 %-ным водным раствором  $\text{KI}$ , а по методике САФ ВНИИпромгаза — непосредственно индикаторным раствором, который готовится из реактива Грисса, ледяной уксусной кислоты и дистиллированной воды (в соотношении 1 г реактива Грисса, 50  $\text{см}^3$  ледяной уксусной кислоты и 250  $\text{см}^3$  воды).

При соприкосновении индикаторного раствора в газозаборной емкости (пипетке) с дымовыми газами, в составе которых имеется  $\text{NO}_x$ , происходит поглощение и проявление нитрит-иона. Светопоглощение окрашенных комплексов определяется на электрофотокolorиметре в видимой области спектра (520 нм) на зеленом светофильтре. Интенсивность окрашивания пропорциональна концентрации нитритов в индикаторном растворе. Последовательность операций измерения окислов азота по методике ВТИ следующая.

1. В пипетку вместимостью 200—300  $\text{см}^3$  вводят 25—40  $\text{см}^3$  индикаторного раствора (в зависимости от ожидаемого уровня кон-

центрации в газах) и затем ее вакуумируют (для вакуумирования используется вакуумный насос либо вакуум конденсатора турбины). В последнем случае пипетка подсоединяется к внутреннему объему конденсатора турбины. Вакуумирование пипетки производится до вскипания индикаторного раствора.

2. В подготовленную согласно п. 1 пипетку отбирают пробу дымовых газов.

3. Через 1—1,5 ч после отбора пробы измеряется остаточное давление в пипетке с помощью U-образного мановакуумметра, залитого водой.

4. Затем проводится фотоколориметрирование — определяется оптическая плотность индикаторного раствора, находившегося в пипетке; вычисляются объем отобранного в пипетку газа и концентрация окислов азота в растворе.

Оценивая указанные методики, следует отметить, что методика ВТИ трудоемка при использовании на электростанциях, требует длительного времени (до 24 ч) для получения конечного результата, в связи с чем по ней нельзя вносить оперативно корректировку в программу испытаний текущего дня.

С другой стороны, методика САФ ВНИИпромгаза более проста и технологична в условиях электростанции, позволяет быстро (1,5—2 ч) получить результат и учесть его при дальнейшем проведении испытаний, не требует операций по термическому воздействию на анализируемый поглотительный раствор.

На основании полученных результатов сравнительных исследований методик определения  $C_{NO_x}$  разработаны методические указания [56].

## ЗАЩИТА ОТ КОРРОЗИИ РАДИАЦИОННЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ НАГРЕВА

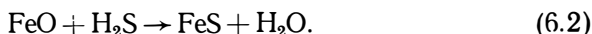
### 6.1. О механизме коррозии

При сжигании сернистых топлив в зоне боковых экранов нижней радиационной части (НРЧ) могут образовываться восстановительные области с большой концентрацией сероводорода и продуктов неполного сгорания. Образование сероводорода возможно, в частности, при температуре около 670 К по реакции

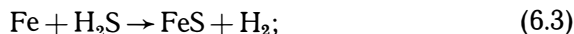


При температурах около 770 К начинается термическая диссоциация сероводорода, завершающаяся около 2000 К. Степень диссоциации при 770 К составляет 0,02 %, при 1373 К — 3 %, при 1873 К — 80 %. При температуре 1370 К сернистый ангидрид, взаимодействуя со свободным углеродом, может восстанавливаться до элементарной серы с последующим образованием сероводорода. Но сернистый ангидрид не влияет на скорость сульфидной коррозии при температурах до 870 К. Исследования САФ ВНИИпромгаза показали, что места коррозионных повреждений обычно совпадают с местами соприкосновения факела со стенками экранов.

Присутствие в пристенной зоне сероводорода свидетельствует об опасности протекания прямой реакции взаимодействия его с поверхностью металла:



О возможности образования сульфидов металлов при действии сероводорода на окислы при 720 К сообщается в работе Т. С. Сухаревой, А. В. Машкиной и В. И. Чернова. Сульфид железа может, по-видимому, образоваться и при прямом контакте сероводорода и сернистого ангидрида с металлом:



Большой интерес представляют данные о коррозии экранов котлов, сжигающих твердые топлива. В пристенной зоне экранов, корродировавших при сжигании сернистых углей, концентрация сероводорода, по данным ВТИ, превышает 1,5 мг/м<sup>3</sup> (около 0,001 %). При сжигании подмосковного угля с коэффициентом избытка воздуха 1,05 за воздухоподогревателем обнаружено 0,013—0,035 % сероводорода. На уровне нижнего яруса горелок в цен-

тральной части бокового экрана котла ТПП-110 его концентрация составила 0,01—0,08 %.

Данные ВТИ показывают, что скорость коррозии стали 12Х1МФ растет пропорционально концентрации сероводорода, достигая 2,1 мг/(м<sup>2</sup>·с), а при прокаливании в атмосфере чистого воздуха скорость коррозии составила 0,25 мг/(м<sup>2</sup>·с) — примерно в 8,5 раза меньше.

Большой интерес представляет проведенное в САФ ВНИИпромгазе и ТашГУ сопоставление результатов химического и рентгеноструктурного анализов отложений из отдельных зон коррозионного пятна на боковом экране НРЧ с составом продуктов горения высокосернистого мазута в этих зонах топочной камеры котла ПК-41-1. Установлено, что вблизи центра коррозионного пятна (область максимальной коррозии на уровне горелок) существует восстановительная атмосфера с довольно высокой концентрацией сероводорода (0,01—0,02 %). По мере удаления от центра коррозионного пятна концентрация сероводорода в продуктах горения систематически снижается и на границах пятна составляет 0,005 % и менее. За границами коррозионного пятна содержание сероводорода становится ниже 0,0001 %. Во всех пробах отложений, отобранных в центре пятна, присутствует сульфид железа. За границами пятна он не обнаружен ни в одной пробе.

Интересно, что коррозия протекает при умеренных температурах (до 870 К). Это подтверждается не только непосредственными измерениями температур стенки, но и присутствием в ряде проб сульфата натрия железа  $\text{NaFe}(\text{SO}_4)_2$ , который разлагается при температурах более 870 К.

Проведенными во ВТИ исследованиями с применением рентгеноструктурного анализа установлено, что пленка продуктов коррозии состоит в основном из сульфата железа, масса которого возрастает с повышением концентрации сероводорода в продуктах горения, и окислов  $\text{FeO}$  и  $\text{Fe}_2\text{O}_3$ , составляющих до 80 % от массы отложений. Сульфаты железа ни в одной пробе не обнаружены. Сульфид железа, являющийся продуктом первичного взаимодействия металла с сероводородом, концентрируется главным образом во внутреннем слое, а окислы являющиеся продуктами вторичного процесса, — в наружном. Видимо, слой отложений на корродирующем металле формируется в основном в первые 5—10 ч взаимодействия его с топочными газами. По истечении этого периода скорость коррозии резко снижается до некоторого установившегося уровня, который затем мало меняется.

Несмотря на то что в продуктах коррозии сульфида железа содержится значительно меньше, чем окислов, И. П. Иванова и Л. А. Свистунова полагают, что взаимодействие железа с сероводородом является основным актом, инициирующим процесс коррозии. Это подтверждается тем, что скорость коррозии пропорциональна концентрации сероводорода в дымовых газах, а с ростом скорости коррозии почти пропорционально возрастает концентрация сульфида железа в продуктах коррозии. Наибольшая скорость



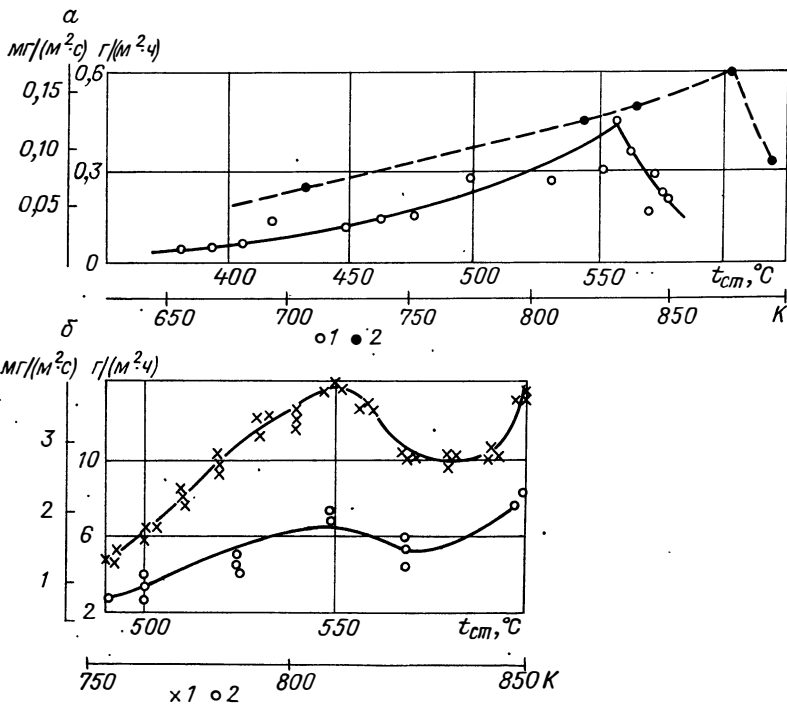


Рис. 6.1. Зависимость скорости сульфидной коррозии от температуры стенки.  
*а* — при сжигании высокосернистого газа: 1 — средняя коррозия по всей поверхности (по потере массы); 2 — локальная коррозия в лобовой части образцов (по устранению стенки).  
*б* — при прокаливании отложений золы высокосернистых мазутов, отобранных с корродирующих участков НРЧ котлов ПК-41: 1 — мазут без присадки; 2 — мазут с присадкой ВТИ-4 ст.

коррозии имеет место в первые 2—3 ч, когда в основном накапливается сульфид железа. В последующем, вероятно, устанавливается равновесие между образованием сульфидов и окислов железа. В результате воздействия указанных факторов толщина стенки экранной трубы уменьшается, и по достижении определенного значения происходит разрыв трубы, вследствие чего котел выходит из строя.

Коррозию экранов НРЧ принято считать сульфидной. Наиболее правильно изучать сульфидную коррозию при сжигании сероводородсодержащего топлива без минеральной части, компоненты которой образуют отложения, влияющие на интенсивность коррозии. Поэтому большой интерес представляют результаты работ ВТИ и САФ ВНИИпромгаза по определению скорости сульфидной коррозии опытных радиационных элементов, установленных в топке котла ТП-35-У (9,7 кг/с), в течение 1083 ч сжигавшего с коэффициентом избытка воздуха 1,00—1,025 высокосернистый газ следующего усредненного состава, % об.:  $\text{H}_2\text{S} = 3,05$ ,  $\text{CH}_4 = 83,9$ ,  $\text{C}_2\text{H}_6 = 5,27$ ,  $\text{C}_3\text{H}_8 = 0,85$ ,  $\text{C}_4\text{H}_{10} = 0,31$ ,  $\text{C}_5\text{H}_{12} = 1,07$ ,  $\text{CO}_2 =$

$= 1,83$ ,  $N_2 = 3,72$ . В непосредственной близости от опытных образцов восстановительная среда топочных газов характеризовалась следующими значениями, % об.:  $O_2 = 0,2 \div 0,8$ ,  $CO = 0,7 \div 2,6$ ,  $H_2 = 1,1 \div 3,4$ ,  $H_2S = 0,003 \div 0,050$ .

Результаты определения скорости коррозии в зависимости от температуры стенки показаны на рис. 6.1, а, из рассмотрения которого следует, что начиная с  $\sim 680$  К, скорость коррозии возрастает с ростом температуры стенки. При 800—830 К кривая имеет максимум, и дальнейшее повышение  $t_{ст}$  приводит к снижению скорости коррозии. Видимо, это можно объяснить тем, что при температурах выше 820 К разложение сероводорода на стенке протекает наиболее активно, в связи с чем значительно уменьшается его концентрация. В зоне  $t_{ст} = 800 \div 830$  К влияние концентрационного и температурного факторов в первом приближении уравновешивается.

Проведенные в САФ ВНИИпромгаза и ТашГУ исследования коррозионной активности отложений с экранов НРЧ котла ПК-41, сжигающего высокосернистый мазут, показали, что и в этом случае кривая скорости коррозии в зоне температур около 820 К имеет максимум (рис. 6.1, б). Эти данные показывают, что и при сжигании высокосернистого мазута коррозия экранов НРЧ протекает аналогично рассмотренной коррозии при сжигании высокосернистого газа.

## 6.2. Анализ путей снижения коррозии радиационных поверхностей нагрева

Из представленных выше данных следует, что решающими факторами в протекании коррозии радиационных поверхностей нагрева являются концентрация сероводорода в пристенной зоне и температура стенки корродирующих труб. Отсюда следует, что защиту от сульфидной коррозии можно осуществить либо увеличением стойкости экранных труб, либо организацией сжигания топлива без образования коррозионно-опасных концентраций сероводорода на периферии факела. Первый путь защиты включает улучшение качества и коррозионной стойкости используемых сталей и нанесение на трубы защитных покрытий; второй путь — улучшение работы металла труб за счет нейтрализации коррозионной активности топочной среды в пристенной зоне. Последнее можно осуществить вводом присадок, рециркуляцией газов, созданием локальной окислительной среды, увеличением избытка воздуха.

Рассмотрим каждый из названных способов защиты экранов НРЧ от сульфидной коррозии.

**Влияние качества сталей.** Качество, химический состав и адгезионная способность сталей могут значительно влиять на скорость коррозии. Это влияние сказывается, в частности, через адгезионную способность поверхности корродирующего металла удерживать отложения, образующиеся из продуктов коррозии и золы мазута.

Защитные свойства этих отложений проявляются в том случае, если продукты коррозии образуют на поверхности корродирующего металла прочно удерживающийся слой, непроницаемый как для ионов, атомов или молекул металла, так и для молекул внешней среды. Пористые отложения не защищают металл от коррозии. Через образованные поры среда легко проникает к поверхности металла. Масса разрушенного материала, а значит, и толщина слоя отложений в этом случае пропорциональны продолжительности контакта материала с агрессивной средой.

При взаимодействии сталей экранных поверхностей с топочной восстановительной средой на поверхности труб образуются отложения, имеющие сложный состав. Однако независимо от состава нижний (внутренний) слой отложений, т. е. слой, примыкающий к металлу, состоит в основном из окислов и сульфидов металла. Защитные свойства этого слоя во многом зависят от того, сульфид какого элемента является основой слоя. Некоторые элементы, например железо, никель, кобальт, способствуют дальнейшему протеканию сульфидной коррозии; в то же время хром, алюминий, иттрий, наоборот, уменьшают скорость коррозии. Повышенная стойкость хрома к сульфидной коррозии проявляется при массовой доле хрома в стали более 20 %. Добавка иттрия в количестве 0,5 % несколько повышает стойкость металла к сульфидной коррозии. Добавка алюминия также снижает процесс сульфидирования.

Во ВТИ проведены сравнительные испытания сталей 12Х1МФ, ЭИ756 (Cr = 12 %), 10 CrMo910 (Cr = 2,35 %), сихромали (Cr = 6 ÷ 8 %), сплавов Т-700 (Cr = 51 %), Т-720 (Cr = 45,3 %), колманоя (Cr = 20 %, Mo = 70 %). Оказалось, что при температуре ~ 800 К сплавы Т-700 и -720 вообще не подвергаются коррозионному износу. Сталь ЭИ756 оказалась в 1,37 раза более стойкой к сульфидной коррозии, чем 12Х1МФ. Коррозионная стойкость стали 10 CrMo910 примерно такая же, как у стали 12Х1МФ. Сихромаль 0Х8СЮ при ~ 720 К оказалась более стойкой, чем сталь 12Х1МФ: скорость коррозии соответственно 0,16 и 1,10 мг/(м<sup>2</sup>·с). Сихромали с 6 % хрома (0Х6СЮ и Х6СЮ) оказались по коррозионной стойкости близкими к стали 12Х1МФ.

По данным ВТИ (И. П. Иванова и др.) стали с низким содержанием хрома в среде сероводорода начинают заметно корродировать только при 520 К. С повышением температуры от 523 до 773 К скорость коррозии возрастает с ~ 0,12 до 1,68 мг/(м<sup>2</sup>·с). В присутствии влаги скорость коррозии в среде сероводорода увеличивается (до 2 раз).

Уменьшение сульфидной коррозии при легировании сталей алюминием объясняется образованием окисной пленки Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, которая образуется поверх сульфидного слоя и вследствие своей стойкости и непроницаемости снижает скорость сульфидной коррозии. Можно ожидать, что легирование металла титаном, молибденом, ниобием и другими легирующими элементами, способствующими уменьшению других видов коррозии, будет способствовать уменьшению и сульфидной коррозии. Так, например, известно, что хром при со-

держании его в стали более 20 % уменьшает сульфидную коррозию, однако увеличение доли хрома в составе стали способствует усилению скорости коррозии другого типа, а именно межкристаллитной. Небольшие добавки ниобия, вольфрама и ряда других элементов сглаживают эффект воздействия хрома на межкристаллитную коррозию.

В этой связи представляют интерес исследования ЦНИИТмаш, изучавшего наиболее распространенные в котлостроении стали: 12Х1МФ, 12Х2МФСР, ЭИ756, ЭИ531 и 1Х18Н12Т. Исследования проводились при сжигании различных видов топлива, в том числе и сернистого мазута марки 100. Результаты свидетельствуют о том, что наиболее стойкими являются стали ЭИ531 и ЭИ756. Если рассмотреть химический состав исследуемых сталей, то стали ЭИ531 и ЭИ756 более легированы элементами, способствующими уменьшению сульфидной (хром), межкристаллитной (молибден, ванадий, ниобий) и окислительной (кремний, марганец, молибден, хром, ванадий, никель) коррозии. Следовательно, дальнейшее уменьшение скорости коррозии возможно через увеличение концентрации легирующих элементов, а также через нахождение новых более эффективных легирующих элементов. Перспективным может оказаться применение сплавов на основе титана.

Следует также обратить внимание на то, что сульфидную коррозию нельзя рассматривать обособленно, без учета других видов коррозии, поскольку разрушение металла труб есть результат воздействия всех видов коррозии. Так, по данным М. К. Андреева и др. [1968 г.], процесс окисления (а в периоды пусков и остановов котла этот процесс имеет место даже в зонах, где в рабочих режимах  $\alpha$  всегда меньше 1,0) может сильно влиять на сульфидную коррозию. С одной стороны, он способствует ускорению сульфидной коррозии, а с другой — при наличии в сталях элементов, способствующих созданию стойких окислительных пленок, он сдерживает сульфидную коррозию.

**Нанесение антикоррозионных покрытий.** Для защиты от коррозии труб экранных поверхностей на них создают искусственные защитные пленки. Нанося такие пленки, можно изолировать металл трубы от агрессивной топочной среды, сделать его более устойчивым по отношению к ней. Защитные покрытия должны быть сплошными, непроницаемыми для агрессивных топочных продуктов, обладать высокой прочностью сцепления с металлом (адгезией), равномерно распределяться по всей защищаемой поверхности, придавая ей более высокую твердость, жаростойкость и другие свойства.

Известны три типа покрытий: неметаллические, металлические, пленки, образуемые при химической и электрохимической обработке поверхностей нагрева. Рассмотрим кратко эти типы покрытий.

**Неметаллические покрытия.** Эти покрытия осуществляются нанесением на поверхность металла различных лаков, красок, эмалей, пленочных полимерных материалов и т. д. Такие покрытия не могут быть использованы для защиты экранных труб из-за малой жаростойкости. Из известных неметаллических покры-

тий наибольшей жаростойкостью обладают покрытия лаками на основе кремнийорганических полимеров, максимальная рабочая температура которых  $\sim 770$  К. Применение керамических покрытий вряд ли перспективно в связи с малым коэффициентом расширения по отношению к металлам, а также способностью образовывать трещины при резком изменении температуры.

**Металлические покрытия.** Металлические покрытия наносятся гальваническим, механическим (плакирование), диффузионными методами, распылением (металлизация) и погружением в расплавленный металл (горячий метод). Видимо, для топочных экранов могут подойти металлизация и диффузионная металлизация.

Процесс металлизации заключается в нанесении покрытий на поверхность распылением металла сжатым воздухом или инертным газом. При металлизации покрытие имеет чешуйчатую структуру и высокую пористость. Последнюю уменьшают увеличением толщины покрытия, шлифовкой и полировкой. Кроме того, металлизация характеризуется низкой адгезией, большим расходом металла и трудностью регулирования толщины защитного слоя. Все эти недостатки вряд ли будут способствовать эффективному применению металлизации для защиты поверхностей труб НРЧ от сульфидной коррозии.

Более перспективной, на наш взгляд, является диффузионная металлизация, представляющая собой процесс насыщения поверхностей стальных изделий такими элементами, как кремний, алюминий, бром, хром, титан и др. Покрытие образуется в результате проникновения перечисленных элементов в защищаемый металл на определенную глубину. Диффузионные покрытия наносят путем совместного нагревания защищаемых изделий и металла покрытия в виде как порошка, так и паров летучих соединений металла. Процесс осуществляется при нагревании в восстановительной или нейтральной среде. В зависимости от наносимого металла процессы получили названия: алитирование, силицирование, термомохромирование и т. д. Перечисленные покрытия представляют собой твердые растворы и химические соединения железа с соответствующим металлом. В результате диффузионной металлизации поверхность изделий приобретает высокую устойчивость против газовой коррозии, повышенную твердость и износостойчивость. Так, например, насыщение алюминием повышает окалиностойкость до  $\sim 1270$  К, а хромом — до  $\sim 1120$  К. Наряду с этим известно влияние названных элементов и на уменьшение сульфидной коррозии.

И. П. Иванова, В. П. Каминский и А. Г. Беляева создали газовую среду восстановительного характера и в ней проводили испытание образцов на стали 12Х1МФ с различными покрытиями. В результате исследований все покрытия, в состав которых входил свободный никель, разрушались полностью, так как он весьма активен по отношению к сероводороду. Во всех покрытиях обнаружилось влияние сульфида железа ( $\text{FeS}$ ), исключение составили

покрытия состава NiCr + Al и покрытия из смеси порошков алюминия и сплава Т-90. Алюминий в данных условиях практически не взаимодействовал с сероводородом. Коррозия основного металла, по-видимому, происходила вследствие пористости и газопроницаемости покрытия. Алюминий наносился способом металлизации. Этот способ с успехом используется для защиты труб НРЧ (Ю. В. Новиков). Стойкими против высокотемпературной коррозии показали себя покрытие CrAlSi, которым обрабатывают лопатки авиационных газотурбинных двигателей, и керамические покрытия, состоящие на 75—90 % из алюмосиликатной глины. Это покрытие можно нанести намазкой, окунанием и напылением воздухом.

Химическая и электрохимическая обработка поверхностей металла. Этот способ заключается в образовании пленки в результате химического или электрохимического взаимодействия металла с рядом веществ. Однако большинство известных пленок не обладает достаточной жаростойкостью, вследствие чего они не могут быть применены для экранных труб. Данный способ невозможно применить на котле и по технологическим причинам, ибо сама технология требует погружения в электролит изделия, что возможно лишь в заводских условиях, а при повреждении экранной трубы ее трудно заменить; кроме того, при сварке слой покрытия может разрушиться, а пленка титана, будучи жаростойкой, значительно ухудшает свариваемость сталей.

#### **Рециркуляция газов и создание локальной окислительной среды.**

Рециркуляция газов уменьшает скорость сульфидной коррозии. Это возможно по двум причинам. Во-первых, вследствие уменьшения температурного уровня и затягивания процесса горения, связанного как со снижением температуры факела, так и с забалластиванием окислителя инертными газами. Расчеты показывают, что тепловые потоки в зоне максимального тепловыделения уменьшаются на 14 % при коэффициенте рециркуляции  $r$  до 0,15, что соответствует снижению адиабатической температуры горения на 130 К (Н. И. Резник). Понижение температуры горения приводит в свою очередь к понижению температуры стенки труб экранов НРЧ и, следовательно, к уменьшению скорости сульфидной коррозии. Во-вторых, рециркулируемые газы всегда содержат некоторый процент избыточного кислорода вследствие протекания процесса горения с коэффициентом избытка воздуха на выходе из топки более 1,0 и присосов воздуха в газоходах. Следовательно, подавая рециркулируемые газы в зоны с восстановительной средой, можно уменьшить концентрацию сероводорода. Действительно, при подаче рециркулируемых газов в зоны с восстановительной средой концентрация сероводорода была значительно снижена и газовая среда из восстановительной перешла в окислительную.

Эффект уменьшения скорости сульфидной коррозии рециркуляцией газов усиливается при вводе присадок в топочный объем. Это объясняется тем, что с рециркулируемыми газами возвращается и несработавшая присадка; кроме того, в рециркулируемые газы

можно специально вводить антикоррозионные вещества, способствующие нейтрализации сероводорода.

Воздействие рециркулируемых газов сильно зависит и от места ввода. При подаче их через горелку по периферии топливного факела вокруг последнего образуется оболочка из инертных газов. Проведенные опыты на котле с моделью горелки показывают возможность повышения локальных избытков воздуха в пристенной зоне при вводе рециркулируемых газов по периферии воздушного потока, при этом среда изменялась с восстановительной и нейтральной на окислительную.

**Увеличение избытка воздуха.** Известно, что увеличение избытка воздуха способствует уменьшению концентрации сероводорода, а следовательно, и скорости сульфидной коррозии. Так, в работах ВТИ указывается, что начиная с определенного значения коэффициента избытка воздуха (менее критического  $\alpha_{кр}$ ) содержание сероводорода начинает резко возрастать. Увеличение коэффициента избытка воздуха приводит к уменьшению концентрации сероводорода, но при этом, как известно, возрастает содержание в дымовых газах серного ангидрида и пятиоксида ванадия.

При  $\alpha \leq 1$  в продуктах горения присутствует в значительных концентрациях сероводород, превращающийся по мере сгорания главным образом в сернистый и частично в серный ангидрид. При  $\alpha \gg 1$  сероводород практически отсутствует, но зато увеличивается концентрация серного ангидрида, что тоже нежелательно.

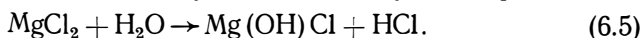
Видимо, следует идти по пути увеличения не общего, а только локального избытка воздуха в пристенных зонах с восстановительной средой, содержащей сероводород. Увеличение локальных избытков воздуха возможно несколькими способами, среди которых следует отметить создание завесы из инертных или окисных веществ и создание оболочки вокруг топливного факела из инертных газов. Способ создания завесы заключается в подаче в пристенную зону экранов НРЧ инертных или окисных веществ, которые обогащают ее кислородом, чем способствуют увеличению локальных избытков воздуха и уменьшению концентраций сероводорода.

Вокруг факела можно создать оболочку, обогащенную кислородом. Одним из таких способов был рассмотренный выше способ подачи рециркулируемых газов через горелку на периферию топливного факела. Можно создать вокруг топливного факела и несколько зон рециркуляции из воздуха для горения.

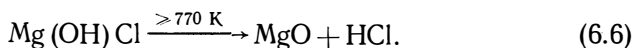
К сожалению, изменению локального избытка воздуха до последнего времени не уделялось должного внимания, хотя это весьма перспективно, ибо наряду со снижением коррозии одновременно должен улучшаться процесс горения, поскольку восстановительные зоны характеризуются высокой концентрацией не только сероводорода, но и продуктов неполного сгорания, в первую очередь окиси углерода и водорода, которые и определяют завершенность процесса горения.

### 6.3. Уменьшение сульфидной коррозии экранов НРЧ путем ввода в мазут присадки хлористого магния

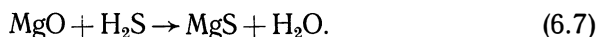
Водный раствор хлористого магния, получивший название присадки ВТИ-4ст, будучи введенным в сернистый мазут, дает положительные результаты, снижая как ванадиево-натриевую коррозию пароперегревателей, так и сернокислотную коррозию и очищая хвостовые поверхности нагрева [Зегер К. Е., 1970 г.]. На экраны НРЧ положительное действие присадки ВТИ-4ст может сказываться через тот или иной механизм взаимодействия окиси магния, образующейся в процессе превращений присадки, с сероводородом. Химизм процесса можно представить, например, так. Хлористый магний, попадая в топку, взаимодействует с парами воды:



Хлористый водород до температуры 573 К остается в молекулярном состоянии. При более низких температурах он образует с водой азеотропную смесь, состоящую по массе из 20,22 % HCl и 79,78 % H<sub>2</sub>O. Вводимое с присадкой хлористого магния количество хлорид-иона обычно не превышает содержания хлора в мазуте. Гидроокись при температурах выше 770 К разлагается на окись магния и хлористый водород:



Окись магния может вступать во взаимодействие с сероводородом по реакции



Окись магния может реагировать как в газовом потоке, так и на поверхности экранных труб НРЧ.

В результате опытов на котле ПК-41-1 установлено, что при дозировке присадки ВТИ-4ст от 0 до 0,1 % от расхода мазута концентрация сероводорода уменьшилась. Усредненные показатели мазута приведены ниже:

Вязкость условная при 253 К, мм <sup>2</sup> /с	78
Теплота сгорания низшая, МДж/кг	40,5
Содержание воды, %	Следы
Содержание серы, %	2,6
Температура вспышки, К	435
Зольность, %	0,030
Механические примеси, %	0,19
Температура застывания, К	283
Плотность относительная при 293 К	0,962

Зависимость изменения концентрации сероводорода по высоте бокового экрана НРЧ от количества вводимой присадки показана на рис. 6.2, а. Из рисунка видно, что наибольшее снижение концентрации происходит при вводе присадки в количестве ~ 0,1 %. Можно ожидать, что дальнейшее повышение подачи присадки при-



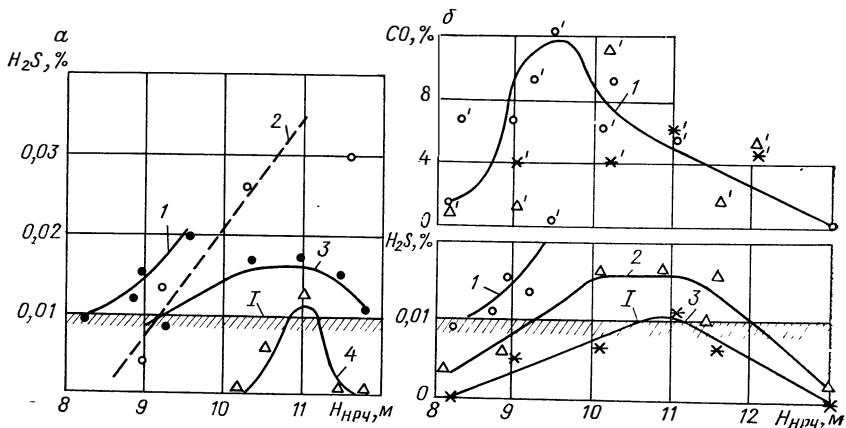


Рис. 6.2. Влияние присадки на изменение концентрации сероводорода в пристенной зоне по высоте НРЧ котла ПК-41 при нагрузке 85 %.

*a* —  $\alpha_T = 1,10$ , количество присадки, %: 1 — 0; 2 — 0,05; 3 — 0,075; 4 — 0,095.

*b* —  $\alpha_T = 1,07$ , количество присадки, %; 1 — 0; 2 — 0,075 и ввод водяного пара.

*I* — нижняя граница коррозионно-опасной концентрации.

ведет к снижению концентрации сероводорода до значений ниже коррозионно-опасных ( $\leq 0,01$  % об.). Исследования показали, что оптимальное количество присадки составляет 0,075—0,08 % от расхода мазута.

Влияние оптимального количества присадки ВТИ-4ст на изменение концентрации сероводорода по высоте бокового экрана НРЧ показано на рис. 6.2, б. Для сравнения приведена кривая изменения концентрации сероводорода без подачи присадки. Из рис. 6.2, б (кривая 2) видно, что с вводом присадки концентрация сероводорода уменьшается, но одновременно существует еще достаточно большая зона с коррозионно-опасными концентрациями сероводорода. Следует обратить внимание на то, что большие концентрации сероводорода находятся в зоне, нижняя граница которой расположена на 1 м ниже оси горелок. Отсюда следует, что зона наибольших концентраций сероводорода практически совпадает с областью максимальных температур стенки экранов НРЧ, достигающих, а иногда и превышающих 820 К. Все это подтверждает сульфидный характер коррозии.

А. К. Эрнестом изучалось влияние присадки ВТИ-4ст на концентрацию сероводорода при изменении нагрузки и коэффициента избытка воздуха за переходной зоной. Нагрузку котла изменяли в пределах 0,5—1 от номинальной. Такой диапазон выбран по той причине, что с дальнейшим снижением нагрузки (менее 50 % от номинальной) отключаются две крайние горелки, вследствие чего аэродинамика топки нарушается, образуются перекосы температурных и концентрационных полей. Во избежание наложения этих явлений диапазон изменения нагрузок был ограничен 50—100 % при работе всех горелок.

С увеличением нагрузки котла абсолютное значение концентрации сероводорода растет, а размеры зоны с опасной концентрацией сероводорода уменьшаются. Замечена миграция зон с опасной концентрацией сероводорода при увеличении нагрузки к оси бокового экрана. С уменьшением нагрузки картина обратная: абсолютные значения концентрации сероводорода падают, зоны с коррозионно-опасной концентрацией растут вверх по высоте НРЧ и мигрируют к устью горелки. Так, например, при нагрузке 90 % максимальное значение концентрации сероводорода 0,0418 %, а при нагрузке 78 % — 0,0285 %.

Миграция зон хорошо видна на рис. 6.3, где изображена проекция бокового экрана НРЧ. Из рисунка видно, что зона с опасной концентрацией сероводорода при нагрузке 90 % меньше и расположена ближе к оси бокового экрана, а уже для нагрузки 78 % эта зона обширнее, расположена ближе к устью горелки и значительно растет по высоте НРЧ. При понижении нагрузки максимальные абсолютные значения концентрации сероводорода располагаются на 1,5—2 м выше оси горелок и выходят из зоны наибольшей коррозии. Концентрация сероводорода 0,014—0,012 %.

При подаче такого количества присадки (0,05—0,06 %), которого недостаточно для уменьшения концентрации сероводорода, зоны с опасной концентрацией практически не изменялись по высоте НРЧ. Наблюдается тот же характер миграции, а абсолютные значения концентрации сероводорода изменяются мало: 0,0465 % при нагрузке 90 % и 0,046 % — при 50 %. В зоне максимальной коррозии абсолютные значения концентрации сероводорода выше при большей нагрузке. Например, при нагрузке 90 % концентрация сероводорода в зоне коррозии НРЧ 0,0196—0,043 %, а при 50 % — 0,1—0,013 %.

На рис. 6.3 показаны зоны с опасной концентрацией сероводорода. Видно, что ввод присадки значительно уменьшает размеры коррозионно-опасной зоны по высоте НРЧ. Следует заметить, что эти опыты несколько отличались по  $\alpha_T$ : в опытах с подачей оптимального количества присадки коэффициент избытка воздуха был меньше ( $\alpha_T = 1,05$ ), чем в опытах с малым количеством присадки ( $\alpha_T = 1,08$ ). Поэтому фактическое влияние присадки на процесс горения несколько больше, чем это следует из рис. 6.3. Здесь же нанесена зона с коррозионно-опасной концентрацией сероводорода (0,001 % об.) по данным Южтехэнерго, полученным без ввода присадки на котле ПК-41, сжигавшем высокосернистый мазут при  $\alpha_T = 1,07 \div 1,13$ . Совпадение характера изменения концентрации сероводорода без ввода и с малым вводом присадки (0,05—0,06 % от расхода мазута) свидетельствует о недостаточной эффективности влияния малой дозы присадки на уменьшение концентрации сероводорода.

С увеличением коэффициента избытка воздуха от 1,05 до 1,15 эффективность действия присадки возрастает. Так, например, при  $\alpha_T = 1,07 \div 1,1$  усредненная концентрация сероводорода меньше в 3—5 раз, чем без ввода присадки. При снижении избытка воздуха

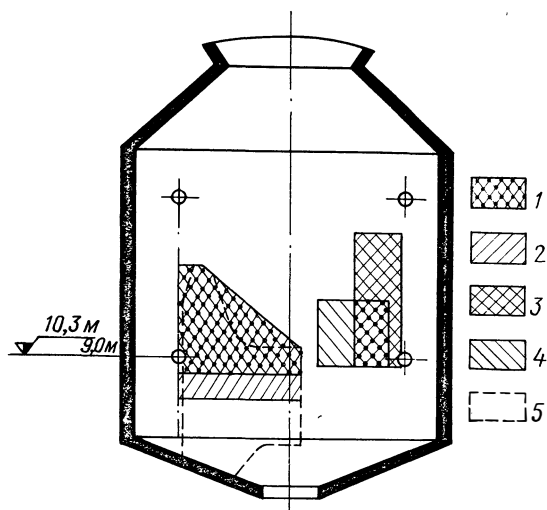
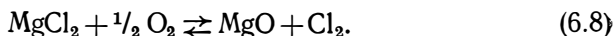


Рис. 6.3. Зоны с коррозионно-опасными концентрациями сероводорода вдоль экранов НРЧ котла ПК-41.

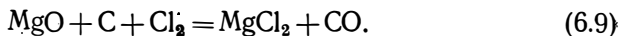
Без присадки,  $D/D_0$ , %: 1 — 90, 2 — 50; с присадкой,  $D/D_0$ , %: 3 — 78, 4 — 90; 5 — без присадки, по данным П. И. Янко и Л. Г. Малеян.

до 7 % и менее эффективность действия присадки падает и усредненные концентрации сероводорода при подаче присадки приближаются к усредненным значениям без присадки. Изменение усредненного значения концентрации сероводорода без ввода и с вводом присадки в зависимости от коэффициента избытка воздуха за переходной зоной показано на рис. 6.4, из которого видно, что при  $\alpha_T = 1,055$  кривые должны пересечься, а при  $\alpha_T > 1,07$  эффективность ввода присадки значительная.

Такое изменение влияния присадки в зависимости от  $\alpha_T$  за переходной зоной можно объяснить следующим образом: приведенные выше реакции (6.5) — (6.7) протекают не только в пристенной зоне бокового экрана НРЧ. Поскольку присадка вводится с мазутом, то определенное количество ее попадает и в ядро факела. В ядре факела присадка вступает во взаимодействие с кислородом:



Эта реакция обратима, и для каждой конкретных условий в газовой смеси находятся все вещества, участвующие в реакции (6.8). При увеличении количества одного из них реакция сдвигается в ту или иную сторону. Когда наблюдается избыток кислорода, то в пристенную зону наряду с хлористым магнием попадает и большое количество окиси магния, вследствие чего присадка эффективнее уменьшает концентрацию сероводорода. При недостатке кислорода реакция (6.8) сдвигается влево, увеличивается количество хлористого магния; кроме того, в восстановительной зоне этому способствует реакция



Реакция (6.9) необратима, так как окись углерода не взаимодействует с хлористым магнием. При недостатке кислорода и на-

личии хлора возможно значительное количество углерода. Реакция (6.9) начинает интенсивно протекать при температурах выше 1170 К. Поскольку в ядре факела температуры более высокие, то хлористый магний улетучивается с продуктами горения. Следовательно, та часть присадки, которая попадает в участки ядра факела с  $\alpha < 1$ , «не срабатывает», а «срабатывает» по реакциям (6.5) — (6.7) только присадка, попавшая в пристенную зону. Такой характер распределения присадки связан с особенностями распыливания мазута центробежными форсунками и с равномерностью распределения капель мазута в воздушном потоке, поскольку более крупные капли доносят присадку до пристенной зоны, где она участвует в реакциях (6.5) — (6.7).

Мелкие капли сгорают в ядре факела, и присадка взаимодействует с кислородом по реакции (6.8). Из всего вышесказанного ясно, что присадка ВТИ-4ст вряд ли может уменьшить до нуля концентрацию сероводорода в продуктах горения сернистого мазута.

Рассмотрим действие присадки ВТИ-4ст на поверхностях нагрева, куда она попадает в виде окиси магния. Так как окись магния обладает большим химическим сродством к сере, чем к кислороду, то протекание реакции (6.7) вряд ли может вызвать сомнения. Кроме того, поскольку окись магния обладает и большим химическим сродством к сере по сравнению с железом и никелем, то она может отбирать серу у сульфидов железа и никеля.

Рентгенофазовый анализ проб отложений, отобранных с труб НРЧ, показывает наличие во всех точках отбора окиси магния и сульфида железа, а также других соединений магния, что подтверждает возможность протекания рассмотренных выше реакций.

Оценивая влияние присадки ВТИ-4ст на коррозионную активность сероводорода, следует отметить, что наиболее вероятно это влияние на поверхности труб НРЧ, а влияние в газовом потоке хотя и наблюдается, но оно малоэффективно при  $\alpha_T < 1,07$ .

Влияние присадки сказывается и на температурном режиме экрана НРЧ, хотя характер изменения  $t_{ст}$  по высоте НРЧ не меняется при вводе присадки (рис. 6.5, а). Увеличение количества присадки ведет к существенному уменьшению  $t_{ст}$ . Из рис. 6.5, а видно, что при увеличении дозировки присадки с 0 до 0,055 и 0,075 % на отметке 11,5 м температура стенки снижается с 855 до 840 и 820 К.

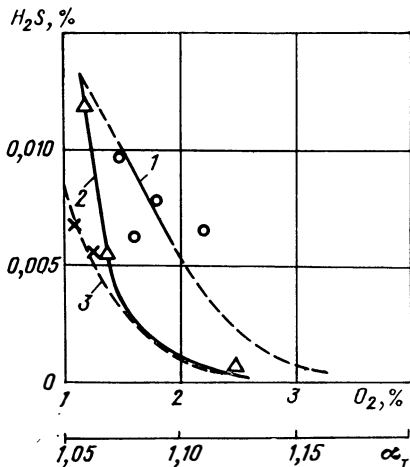
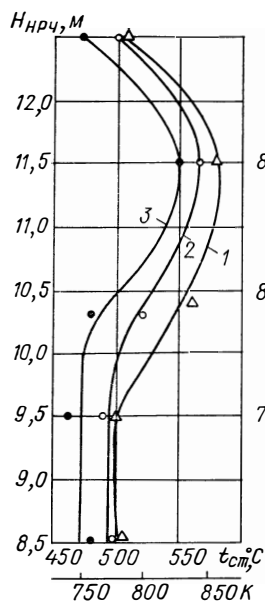


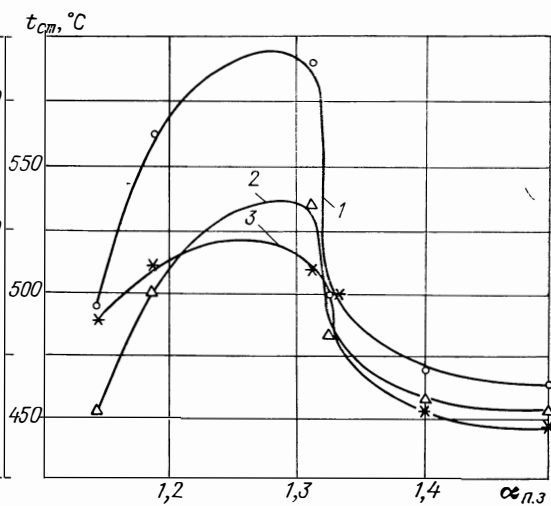
Рис. 6.4. Влияние коэффициента избытка воздуха на концентрацию сероводорода в пристенной зоне экранов НРЧ при  $D/D_0 = 85 \%$ .

1 — без присадки; 2 — с присадкой (0,075 %); 3 — с присадкой (0,075 %) водяным паром.

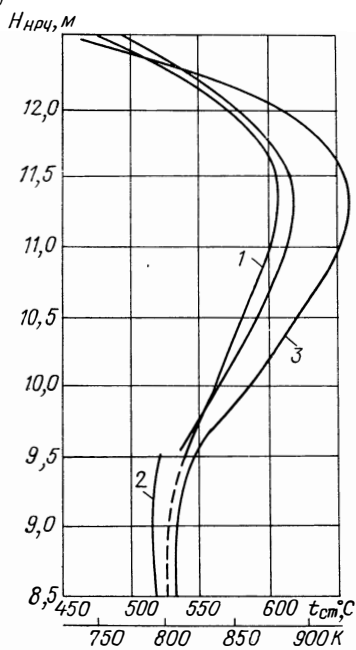
a



b



в



г

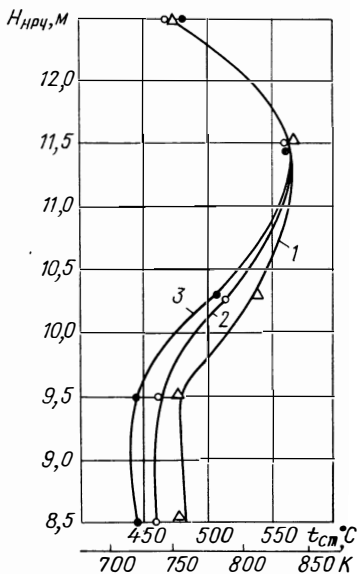


Рис. 6.5. Изменение температуры стенки по высоте экрана НРЧ (а, в, з) и в зависимости от коэффициента избытка воздуха (б) котла ПК-41-1 по данным А. К. Эрнеста, С. И. Пучиняна, В. Г. Булгакова.

а — при  $D/D_0 = 100\%$ ,  $\alpha_T = 1,095$ , количество присадки, %: 1 — 0; 2 — 0,055, 3 — 0,075.

б — при  $D/D_0 = 50\%$ : 1, 2 и 3 — на отметках 16,5; 9,5 и 8,6 м (ось горелок — 10,3 м). в — при  $D/D_0 = 74\%$ ,  $\alpha_T = 1,10$ ; 1 — вблизи задней стенки; 2 — центральная часть бокового экрана; 3 — вблизи фронтальной стенки.

з — при  $D/D_0 = 80\%$ ,  $\alpha_T = 1,06$ ; 1 — без пара; 2 — с подачей пара,  $p_{II} = 0,15$  МПа; 3 — то же, 0,4 МПа.

Ход кривых показывает уменьшение размеров высокотемпературной зоны при вводе присадки. Если без ввода присадки рост  $t_{ст}$  начинается с отметки 9,5 м, то при дозировке присадки 0,055 % заметный рост наблюдается на отметке 9,75—9,8 м, а при 0,075 % — на 10,3 м, т. е. на уровне оси горелок. Уменьшение  $t_{ст}$  с вводом присадки можно объяснить рядом причин: увеличением содержания хлора и воды в мазуте и связанным с этим некоторым снижением температурного уровня в топке, а также увеличением слоя отложений на экранах и снижением степени черноты этих отложений.

Сохраняется при вводе присадки и влияние коэффициента избытка воздуха. Однако и здесь наблюдается уменьшение максимальных значений  $t_{ст}$  (рис. 6.5, а, б). Максимальная температура стенки при вводе присадки значительно ниже, особенно при  $\alpha_T > 1,1$ . Желаемый диапазон  $t_{ст}$  соответствует значениям  $\alpha_T = 1,05 \div 1,1$ .

Учитывая также и то, что присадка значительно уменьшает концентрацию сероводорода, можно считать ввод присадки в диапазоне  $\alpha_T = 1,05 \div 1,1$  средством уменьшения скорости сульфидной коррозии.

Известны попытки ослабления коррозии экранов НРЧ путем ввода в мазут другой присадки — ВНИИНП-102. Однако при этом положительные результаты не были достигнуты и ГРЭС стала вводить присадку ВТИ-4ст.

#### 6.4. Ввод водяного пара в пристенную зону экранов НРЧ с целью снижения их коррозии

**Механизм воздействия водяного пара на сероводород.** Окисление сероводорода происходит по цепному механизму Н. Н. Семенова [1958 г.]. В иницировании цепей большую роль могут играть молекулы воды, которые всегда присутствуют в горючей смеси или могут быть введены в нее в виде водяного пара. Ввод водяного пара увеличивает число активных центров Н и ОН, образующих цепи, в которые вовлекается большое число молекул сероводорода. В результате суммарная скорость реакции его окисления увеличивается.

**Влияние режимных факторов.** Опыты САФ ВНИИпроггаза показали влияние на локальную концентрацию сероводорода как общего избытка воздуха, так и локального, измеренного в отдельных

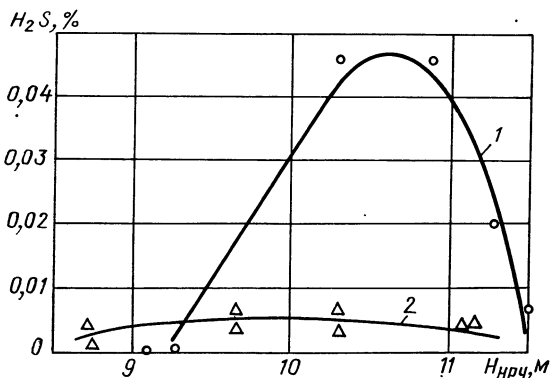


Рис. 6.6. Влияние усредненного коэффициента избытка воздуха  $\alpha_T$  на зависимость концентрации сероводорода в пристенной зоне по высоте НРЧ котла ПК-41-1 при  $D/D_0 = 90\%$ .  
 $\alpha_T$ : 1 — 1,07, 2 — 1,18.

точках топки. На рис. 6.6 представлены результаты опытов при различных коэффициентах избытка воздуха. Распределение концентраций сероводорода по высоте НРЧ свидетельствует об уменьшении их локальных значений при увеличении коэффициента избытка воздуха.

Уже указывалось, что с возрастанием нагрузки котла концентрация сероводорода в топочных газах возрастает. Это связано с увеличением количества сжигаемого топлива, увеличивающейся стесненностью факела и возрастанием размеров зон с  $\alpha_{лок} < 1,0$ . Следовательно, в пристенной зоне экранов НРЧ концентрация сероводорода будет выше. Проведенные опыты при одинаковой завершенности процесса горения показывают, что с повышением нагрузки растет концентрация сероводорода.

На рис. 6.7 показано изменение усредненных значений концентрации сероводорода по высоте НРЧ от нагрузки котла. Особенно четко выражена эта зависимость без ввода пара. При вводе водяного пара концентрация сероводорода почти не изменяется, а лишь колеблется около одного значения. На рис. 6.7 кривая 2 демонстрирует влияние как пара, так и нагрузки. Оценивая его, можно сказать, что влияние пара подавляет влияние изменения нагрузки. Размеры области с коррозионно-опасной концентрацией сероводорода при увеличении нагрузки имеют тенденцию уменьшаться, хотя абсолютные концентрации сероводорода растут.

Изменение зоны коррозионно-опасных концентраций сероводорода с увеличением нагрузки хорошо видно на рис. 6.3. Концентрации сероводорода при изменении нагрузки с 80 до 90 % принимали соответственно значения 0,0412 и 0,0456 %.

Влияние  $\alpha_{лок}$  с повышением нагрузки не изменяет своего характера. Есть зоны как со слабой, так и с сильной зависимостью концентрации сероводорода от изменения  $\alpha_{лок}$ . Так, на рис. 6.8 показано влияние  $\alpha_{лок}$  при высокой нагрузке. Сравнивая рис. 6.8, а и б, видим полную идентичность кривых, хотя при высоких нагрузках зона с сильным воздействием  $\alpha_{лок}$  на концентрацию сероводорода сдвинута в сторону низких значений  $\alpha_{лок}$  для опытов с вво-

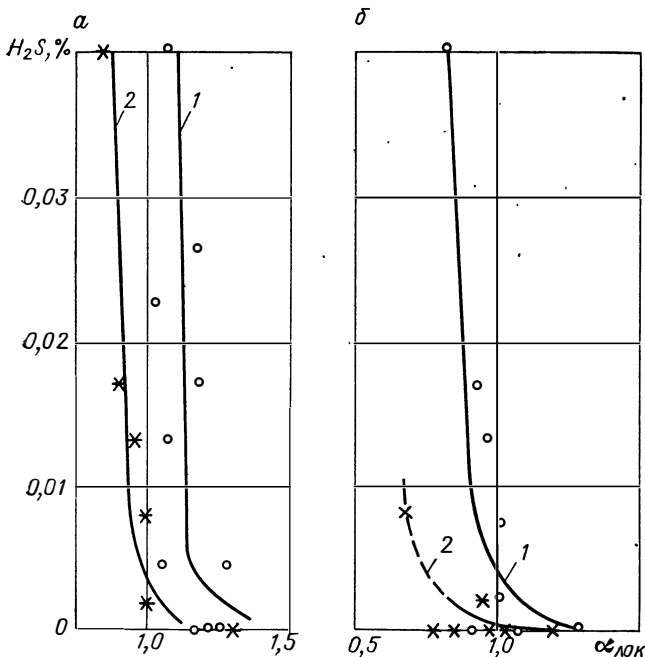


Рис. 6.7. Изменение локальных концентраций сероводорода в зависимости от локальных избытков воздуха в топке котла ПК-41-1.

*a* —  $D/D_0 = 65\%$ ,  $\alpha_T = 1,06$ ; 1 — без пара; 2 — с подачей пара.

*b* —  $D/D_0 = 100\%$ ,  $\alpha_T = 1,075$ ; 1 — без пара; 2 — с подачей пара ( $p_{\text{п}} = 0,4$  МПа).

Звездочкой обозначены концентрации, полученные при подаче пара давлением 0,1—0,2 МПа.

дом и без ввода водяного пара, причем эффект водяного пара наблюдается как при низкой, так и при высокой нагрузке и соответствует уменьшению значений  $\alpha_{\text{лок}}$ , при которых  $C_{\text{H}_2\text{S}} \approx 0$ , на 0,15—0,20.

Видимо, ухудшение качества распыливания, уменьшение скорости воздуха и ухудшение перемешивания топлива с воздухом при сниженных нагрузках оказывают сильное влияние на завершенность процесса горения. Действительно, анализ газовых проб при сниженных нагрузках показывает наличие больших концентраций окиси углерода и водорода и большие отклонения коэффициента избытка воздуха от оптимальных значений. Полученные данные говорят о значительном увеличении концентраций окиси углерода и водорода при нагрузке  $\sim 55\%$  по отношению к более высокой (100 %). Концентрация окиси углерода возросла на 40 %, а водорода — примерно в 2 раза. Сравнивая концентрации сероводорода при этих нагрузках, видим, что они также выше при нагрузке 55 %. На рис. 6.9 показано изменение концентрации сероводорода



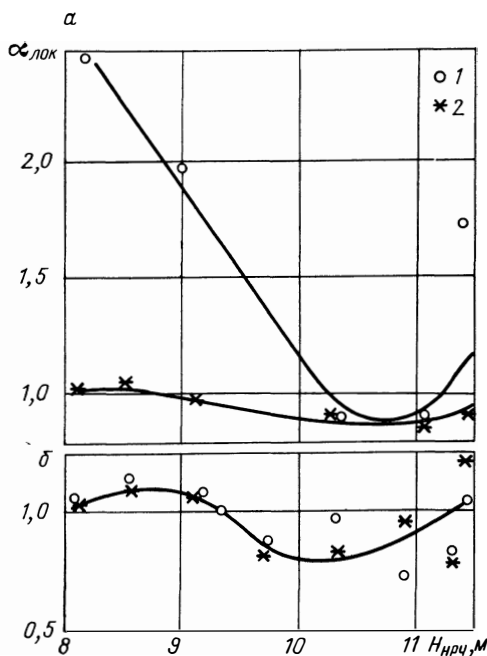


Рис. 6.8. Изменение локального коэффициента избытка воздуха по высоте НРЧ при  $D/D_0 = 90\%$ .

$a - \alpha_T = 1,075$ , без сажеобразования;  $b - \alpha_T = 1,065$ , обильное сажеобразование; 1 — без пара; 2 — с паром.

пературу стенки экранов оказалось весьма трудно. Не только при высоких, но и при низких нагрузках могут быть высокие значения  $t_{\text{ст}}$ . На рис. 6.5 показано изменение  $t_{\text{ст}}$  от  $\alpha_T$  при нагрузке 50%. Из рисунка видно, что при  $\alpha_T = 1,2 \div 1,3$  идет резкое возрастание значений  $t_{\text{ст}}$ , а при  $\alpha_T > 1,3$  температура стенки снижается и принимает стабильное значение при  $\alpha_T \approx 1,4$ . Максимальная температура достигает 865 К.

Опыты, проведенные при различных нагрузках и избытках воздуха, показывают, что максимальные измеренные значения  $t_{\text{ст}}$  экранов НРЧ лежат в интервале 855—910 К. Для разных нагрузок значения максимальных температур имеют место при различных  $\alpha_T$ . Особенно резко идет рост  $t_{\text{ст}}$  при нагрузках ниже 60%.

Однако, несмотря на сложную зависимость  $t_{\text{ст}}$  от нагрузки и избытка воздуха, характер изменения  $t_{\text{ст}}$  по высоте экранов идентичен для всех исследованных режимов. В нижней части экранов наблюдаются стабильные значения  $t_{\text{ст}}$  (рис. 6.5). Начиная с зоны, расположенной ниже оси горелок на 0,9—1 м,  $t_{\text{ст}}$  растет. Максимальные значения  $t_{\text{ст}}$  наблюдаются на уровне 0,9—1 м выше оси горелок, затем температура стенки снижается. Зона максимальных

по высоте НРЧ при нагрузках 100 и 55%. Из рисунка видно значительное (почти в 2 раза) возрастание концентрации сероводорода. Следовательно, нарушение нормального ведения процесса горения при сниженных нагрузках может сопровождаться резким возрастанием концентраций сероводорода и увеличением скорости коррозии. Ввод водяного пара в значительной степени компенсирует это явление; действительно, даже в области большой неполноты сгорания не было отклонений  $\alpha_{\text{лок}}$  от оптимального значения, а концентрация сероводорода была значительно снижена. Из рис. 6.9 видно, что ввод пара позволяет получить  $C_{\text{H}_2\text{S}} \approx 0$  во всем диапазоне нагрузок.

Расчленив и выделить влияние нагрузки и избытка воздуха на тем-

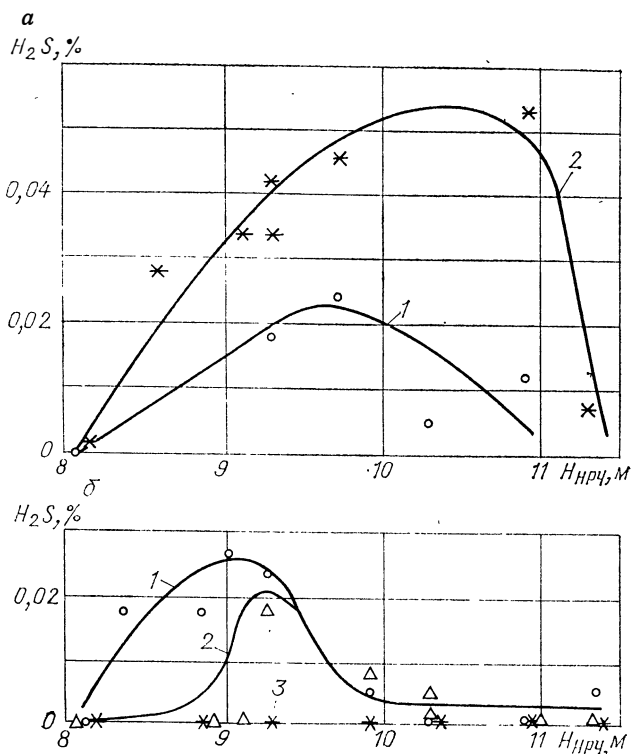


Рис. 6.9. Изменение концентрации сероводорода по высоте НРЧ котла ПК-41-1 в зависимости от нагрузки.

а —  $\alpha_T = 1,075$ ,  $D/D_0$ , %: 1 — 55; 2 — 100.

б —  $\alpha_T = 1,075 \div 1,095$ ,  $D/D_0$ , %: 1 — 65, без пара; 2 — 100 без пара; 3 — 65—100, с подачей пара.

значений совпадает с зоной максимальных разрывов труб НРЧ. В этой зоне отмечают, как раньше рассматривалось, и максимальные концентрации сероводорода, окиси углерода и водорода. Это совпадение не случайно, оно свидетельствует о сульфидном характере коррозии.

На рис. 6.5, г показана кривая изменения  $t_{ст}$  по высоте НРЧ при нагрузке 80 % от номинальной. Хотя нагрузка и возросла, но  $t_{ст}$  изменилась мало, практически значения температуры стенки отличаются в пределах погрешности ее измерения (5—10 К). Разница в значениях  $t_{ст}$  с лобовой и тыльной сторон достигает 110—130 К. Обращает на себя внимание значительная разница в температурах экранов, прилегающих к фронтальной и задней стенкам, которая достигает 50 К. При более высоких нагрузках была зафиксирована разница до 90—100 К. Это результат различного пути прохождения газового потока до касания бокового экрана. Вследствие различного направления крутки горелок фронтального

и заднего экранов поток газов из горелок фронтального экрана проходит через высокотемпературное ядро факела и сразу касается боковых экранов, а поток газов от горелок заднего экрана проходит через высокотемпературное ядро, затем попадает в нижнюю часть топки, охлаждается и только после этого касается боковых экранов.

Оценивая результаты опытов, можно сказать, что низкие нагрузки котла не способствуют значительному снижению скорости сульфидной коррозии. Достаточно большая концентрация сероводорода и сравнительно высокие температуры стенки экранов при низких нагрузках создают условия для сульфидной коррозии. Переход к высоким избыткам воздуха снижает концентрацию сероводорода, но не до нуля, причем одновременно это приводит к возрастанию  $t_{ст}$ . Опыт работы ряда котлов типа ПК-41 показывает, что число разрывов НРЧ при переходе с  $\alpha_T = 1,06$  на  $\alpha_T = 1,1 \div 1,13$  почти не уменьшилось. Ранее рассмотренные данные объясняют это. При  $\alpha_T = 1,1 \div 1,13$   $t_{ст}$  достигает максимальных значений при номинальной нагрузке. Опасно также и увеличение  $\alpha_T$ , которое практикуется на сниженных нагрузках. Часто при ухудшении процесса горения по тем или иным причинам увеличивают коэффициент избытка воздуха на низких нагрузках до 1,2—1,3 и попадают в зону с максимальными температурами стенки, что может привести к быстрому выходу из строя экранов НРЧ.

Ввод водяного пара снижает  $t_{ст}$ , но снижение это незначительное — примерно 10—15 К. Наибольшее снижение  $t_{ст}$  наблюдается в нижней части НРЧ, т. е. в месте ввода водяного пара. Затем  $t_{ст}$  выравнивается (рис. 6.5, з). При вводе большого количества водяного пара (до 3—5 % от расхода мазута) через газовые сопла горелок температура стенки в нижней части топки еще более понижается, но в высокотемпературной зоне это влияние складывается. Отсюда следует, что ввод большого количества водяного пара через газовые сопла горелок должен резко снизить  $t_{ст}$ . Снижение  $t_{ст}$ , сопровождающее уменьшение концентраций сероводорода, окиси углерода и водорода, позволяет резко уменьшить скорость сульфидной коррозии и повысить надежность работы труб НРЧ при вводе водяного пара. В настоящее время накоплен длительный опыт эксплуатации котла ПК-41-1 на высокосернистом мазуте с вводом пара для защиты боковых экранов НРЧ, на которых после 24 тыс. ч работы не обнаружены следы коррозии. На основе этого положительного опыта паровая защита экранов НРЧ внедрена на всех котлах ПК-41-1 и ТГМП-114 этой ГРЭС.

Следует обратить внимание на перспективность совместного ввода водяного пара и присадки. Этот ввод может не только уменьшить концентрацию сероводорода до нуля, но и снизить  $t_{ст}$  до значений около 780 К, когда скорость коррозии незначительна.

### КОРРОЗИЯ НИЗКОТЕМПЕРАТУРНЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ НАГРЕВА

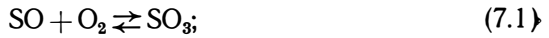
#### 7.1. Образование серного ангидрида

Согласно современным представлениям, низкотемпературная коррозия при сжигании сернистых топлив обуславливается присутствием в продуктах горения серного ангидрида, которое вызывает повышение фактической точки росы дымовых газов над точкой росы водяных паров. Большой разнице между ними соответствует более высокая концентрация серного ангидрида, который при взаимодействии с водяными парами образует пары серной кислоты, конденсирующиеся на поверхностях нагрева, работающих с температурами ниже фактической температуры точки росы продуктов горения.

В серосодержащих природных и естественных газах сера представлена главным образом сероводородом и лишь в незначительной степени сероорганическими соединениями, в частности меркаптанами. В мазутах сера представлена в основном так называемой остаточной серой и высококипящими сероорганическими соединениями — сульфидами и тиофенами. Кроме того, в них входят меркаптаны, элементарная сера и сероводород.

При термическом и окислительном крекинге сложные сернистые соединения расщепляются в более простые, которые в условиях повышенных температур и избыточного кислорода превращаются в окислы, главным образом в сернистый ангидрид. До сернистого ангидрида окисляются также содержащиеся в топливах сероводород и элементарная сера. И хотя лишь незначительная часть серы топлива окисляется до серного ангидрида, но именно образование и дальнейшее превращение этого высшего окисла серы вызывают наибольший интерес в связи с его ролью в коррозионных процессах, которые протекают на низкотемпературных поверхностях нагрева, работающих с температурой стенки ниже серноокислотной точки росы.

Образование серного ангидрида в котлах, сжигающих сернистые топлива, может протекать в топке или за ее пределами главным образом за счет гомогенного или гетерогенного каталитического окисления сернистого ангидрида. Гомогенное окисление имеет место в высокотемпературной части топки. Исследованиями ряда авторов установлено, что при сжигании в топках котлов сернистых топлив образование серного ангидрида может происходить в результате следующих реакций:



При высоких температурах, имеющих место в топках, серный ангидрид — непрочное соединение. Об этом свидетельствуют положительные значения изобарных потенциалов реакции (7.3) при температурах 870—1670 К.

Кроме реакций (7.1) — (7.3) есть и другие пути образования серного ангидрида, например при гомогенном катализе окислами азота. Однако анализ известных литературных данных показывает, что окислы азота вряд ли могут существенно изменить образование серного ангидрида в топке.

Ряд авторов (А. Хедли, А. Г. Тумановский, В. И. Бахирев и др.) приходят к выводу о решающей роли атомарного кислорода в процессе образования серного ангидрида в топке. В то же время из опыта сжигания сернистых топлив известно, что в условиях, когда образуется максимальное количество атомарного кислорода (при  $\alpha \rightarrow 1$ ), количество серного ангидрида в дымовых газах минимальное.

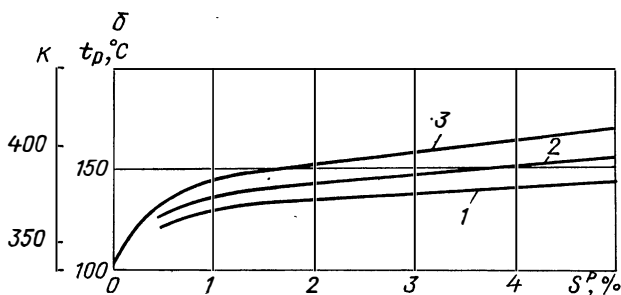
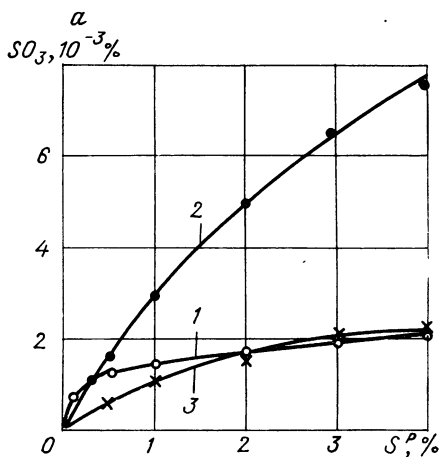
При сжигании высокосернистого мазута серный ангидрид образуется также вследствие каталитического доокисления сернистого ангидрида в серный за пределами топочной камеры за счет пятиокси ванадия и других окислов, присутствующих в отложениях на высокотемпературных поверхностях нагрева и играющих роль катализаторов. В результате исследований установлено, что при сжигании сернистых мазутов с высокими избытками воздуха, ( $\alpha_T \geq 1,15$ ) коррозионная активность дымовых газов в котлах высокого и сверхкритического давления, где имеется значительное количество высокотемпературных отложений, существенно больше, чем при аналогичных условиях в котле среднего давления или в водогрейном, где высокотемпературные отложения практически отсутствуют. По мере загрязнения высокотемпературными отложениями пароперегревателя котла ТП-230-Б коррозионная активность продуктов горения систематически возрастает. Сопоставление полученных данных показывает, что на долю серного ангидрида, образовавшегося при гетерогенных реакциях, может приходиться до 30 % его общего содержания в дымовых газах.

Большой интерес представляет зависимость концентрации серного ангидрида в продуктах горения от серосодержания топлива. По данным отдельных авторов, в серный ангидрид может превращаться от 0,5 до 13 % исходной серы. Сравнительно малое количество серы топлива, окисляющейся до серного ангидрида, приводит к затухающей зависимости  $C_{\text{SC}_3} = f(S^p)$ , показанной на рис. 7.1, а, из рассмотрения которой следует, что при серосодержании топлива более 1—1,5 % концентрация серного ангидрида относительно мало зависит от  $S^p$ . На этом же рисунке показана рас-

Рис. 7.1. Зависимость концентраций серного ангидрида (*a*) и температуры точки росы (*b*) от серосодержания мазута.

*a* — концентрация серного ангидрида: 1 — расчетная; 2, 3 — экспериментальная (2 — при  $\sim 1870$  К, 3 — при  $\sim 1470$  К).

*b* — конверсия сернистого ангидрида в серный, %: 1 — 2, 2 — 5, 3 — 8.



четная кривая 1, удовлетворительно совпадающая с экспериментальными данными при температурах факела около 1870 К и избытках кислорода на выходе из топки 0,6—4 %.

Большинство опытных данных показывает, что коррозионная активность дымовых газов при сжигании высокосернистых ( $S^P > 2\%$ ) и сернистых ( $S^P = 0,5 \div 2\%$ ) мазутов почти одинакова. Более того, сравнительно близкой коррозионной активностью обладают и продукты горения малосернистых ( $S^P \leq 0,5\%$ ) мазутов вблизи верхнего граничного значения  $S^P = 0,5\%$ . Имеющиеся же различия между концентрациями серного ангидрида при  $S^P = 2$  и 0,5 % относительно невелики ( $\sim 0,5 \cdot 10^{-3}\%$ ) и, как далее будет показано, не могут сыграть решающей роли в коррозионном процессе.

## 7.2. Влияние серосодержания топлива на скорость коррозии

Выше было показано, что концентрация серного ангидрида растет с увеличением серосодержания топлива в соответствии с рис. 7.1. Примерно такая же затухающая зависимость от содержания серы

в топливе наблюдается и у температуры точки росы. Из рис. 7.1, б следует, что увеличение  $S^p$  от 0,7 до 1,2 % и выше почти не приводит к дальнейшему росту температуры точки росы  $t_p$ . При  $S^p = 0,5$  % температура точки росы оказывается ниже, чем при  $S^p = 2,5 \div 3$  %, всего лишь на 15—20 К. Большой градиент  $\partial t_p / \partial S^p$  наблюдается только при  $S^p < 0,4$  %.

Теоретические значения температуры точки росы для равновесной системы  $H_2SO_4-H_2O$  представлены на рис. 7.2, из которого видно, что даже очень малые концентрации кислоты резко повышают температуру точки росы по сравнению с точкой росы «чистых» водяных паров. В то же время дальнейшее повышение концентрации серной кислоты (выше 10 %) вызывает более медленный рост температуры точки росы.

Затухающие зависимости концентрации серного ангидрида и температуры точки росы от серосодержания топлива позволили полагать, что значения скорости коррозии низкотемпературных поверхностей нагрева при сжигании топлив с различной концентрацией серы будут различаться не намного. Это предположение подтверждено результатами специально поставленных сравнительных исследований скорости коррозии набивки регенеративных воздухоподогревателей типа РВВ-54, установленных на котлах, сжигающих с избытками воздуха  $\alpha_T = 1,10 \div 1,15$  мазуты с серосодержанием от 0,64 до 3,5 % и не подвергающихся очистке; некоторые результаты этих исследований приведены на рис. 7.3. Видно, что

различие в концентрации серы практически не сказывается на скорости коррозии.

Следует отметить, что материалы других авторов удовлетворительно согласуются с этими данными. Например Р. Эттиг и П. Сидор показали, что повышение  $S^p$  от 0 до 0,4 % привело к увеличению максимума коррозионной кривой с 0,03 до 0,07 мг/(м<sup>2</sup>·с). Д. И. Рабинович и В. Ю. Горячкин при сжигании с малыми избытками воздуха (около 1 %) двух сортов мазута ( $S^p = 0,98$  и 2 %) получили практически одинаковые значения скорости коррозии стали марки 20 во всем диапазоне температур стенки — от 323 до 423К. Из сопоставления этих данных можно получить, что критическое зна-

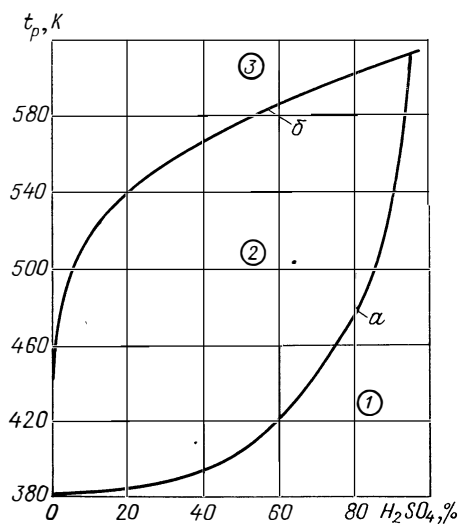
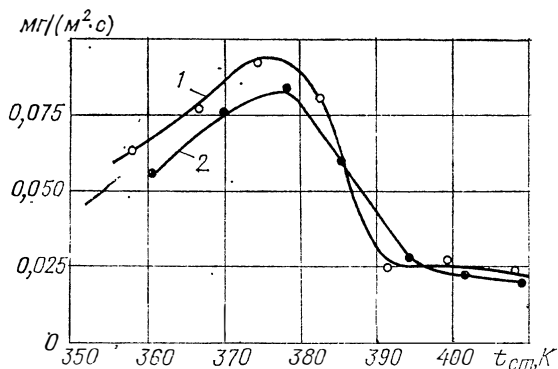


Рис. 7.2. Температура точки росы для равновесной системы  $H_2SO_4-H_2O$ .

1 — жидкость; 2 — влажный пар; 3 — перегретый пар; а — линия кипения; б — линия росы.

Рис. 7.3. Зависимость скорости коррозии набивки РВП от температуры стенки в режимах без очистки с  $\alpha_T \geq 1,10$ .

1 — котел ТГМ-84,  $S^P = 3,5\%$ ; 2 — котел ТГМ-94,  $S^P = 0,64\%$ .



чение  $S_{кр}^P$ , превышение которого не вызывает дальнейшего значительного увеличения скорости коррозии, не достигает 1 %. Отсюда следует, что проблема защиты низкотемпературных поверхностей нагрева от сернокислотной коррозии стоит почти одинаково остро при сжигании как высокосернистых мазутов, так и сернистых и малосернистых вблизи их максимального серосодержания (0,5 %).

Этот вывод в определенной степени согласуется и с обобщенным опытом эксплуатации электростанций Башкирэнерго, на которых срок службы низкотемпературных ступеней воздухоподогревателей с близким температурным режимом был примерно одинаковым в период, когда сжигался мазут с  $S^P \approx 1,5\%$ , и в период, когда сжигался мазут с  $S^P = 2,5 \div 3\%$ .

Представленные данные заставляют пересмотреть широко распространенный ныне подход к малосернистым мазутам как к неагрессивному топливу. Сжигание мазутов с  $S^P \approx 0,4\%$  вызывает интенсивную коррозию низкотемпературных поверхностей нагрева на ряде электростанций Средней Азии (например, на Ташкентской ГРЭС и Чарджоуской ТЭЦ), где срок службы указанных поверхностей не превышает 1,5—2 лет. Отсюда следует, что принципиально возможно единое рассмотрение коррозионного процесса при сжигании топлив с различным серосодержанием начиная с 0,4—0,5 %.

### 7.3. О механизме сернокислотной коррозии

Процесс сернокислотной коррозии загрязненной отложениями низкотемпературной поверхности нагрева с температурой  $t_{ст}$  можно представить в виде следующей модели. Набегающий со скоростью  $\omega_T$  поток дымовых газов, имеющих температуру  $t_T$ , омывает отложения, имеющие промежуточную температуру  $t_{отл}$  ( $t_{ст} < t_{отл} < t_T$ ) (рис. 7.4). Содержащиеся в дымовых газах пары серной кислоты с концентрацией  $C_T$  конденсируются на «горячей»



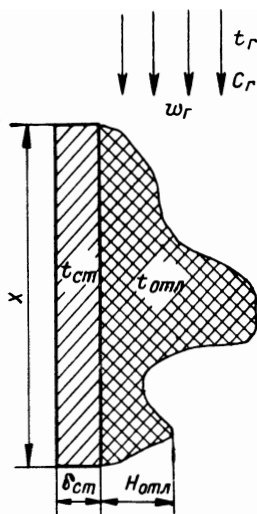


Рис. 7.4. Схема низкотемпературного участка, подвергающегося серно-кислотной коррозии.

стороне отложений, согласно уравнению

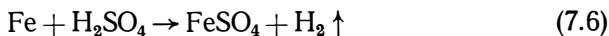
$$\partial G_{отл} / \partial \tau = f(C_{г}, t_{г} - t_{отл}). \quad (7.4)$$

Сконденсировавшаяся на поверхности отложений кислота с концентрацией  $C_{отл}$  в процессе переноса сквозь слой отложений с переменной высотой  $H_{отл}$  частично задерживается на них, а частично поступает к поверхности нагрева. Скорость поступления серной кислоты к металлу определяется градиентом концентраций  $\partial C_{г} / \partial H_{отл}$  и разностью температур  $t_{отл} - t_{ст}$ :

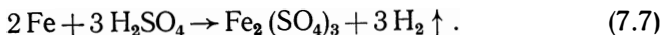
$$\partial G_{ст} / \partial \tau = \varphi(\partial C_{г} / \partial H_{отл}, t_{отл} - t_{ст}). \quad (7.5)$$

При температурах 320—333 К в конденсате присутствует наряду с серной кислотой значительное количество сернистой кислоты. При температуре более 333 К конденсируются пары только серной кислоты.

Кислота, выпавшая на стенке в соответствии с уравнением (7.5), вызывает коррозию  $K$  металла (условно — железа) по одной из реакций:



или



Интенсивность этих реакций определяется рядом факторов, среди которых в первую очередь следует отметить температуру стенки и концентрацию на ней кислоты  $C_{ст}$ . Однако до последнего времени имелись лишь ограниченные сведения о зависимости скорости коррозии отдельных материалов от  $t_{ст}$  и  $C_{ст}$ . Поэтому большой интерес представляют результаты подробных исследований зависимости  $K = f_1(t_{ст})$  при  $C_{ст} = \text{const}$  и  $K = f_2(C_{ст})$  при  $t_{ст} = \text{const}$ . Эти исследования проведены для шести сортов металла, наиболее распространенных при изготовлении низкотемпературных поверхностей нагрева. Некоторые результаты исследований представлены на рис. 7.5. Полученные данные подчиняются обобщенной зависимости

$$K = \psi(t_{ст}, C_{ст}). \quad (7.8)$$

Но так как скорость коррозии поверхности  $F$  за время  $\Delta\tau$  определяется убылью массы  $\Delta G_{м}$

$$K = \Delta G_{м} / (F \Delta\tau), \quad (7.9)$$

а в соответствии с реакциями (7.6) и (7.7) расход кислоты пропорционален расходу реагирующего металла:

$$G_{ст} = \kappa \Delta G_{м}, \quad (7.10)$$

то, подставив (7.9) в (7.8), а (7.10) в (7.5), получим

$$K = \lambda (\partial C_r / \partial H_{отл}, \partial G_{ст} / \partial \tau, t_{ст}, t_{отл} - t_{ст}). \quad (7.11)$$

Выражение (7.11) представляет собой параметрическую форму записи зависимости скорости сернокислотной коррозии от концентрационных и температурных факторов. Эта зависимость согласуется с данными о влиянии сорта топлива, а также конструкции низкотемпературной поверхности и режима ее работы на скорость сернокислотной коррозии.

Действительно, серосодержание мазута  $S^p$  непосредственно сказывается на концентрации серного ангидрида, а следовательно, и на значениях  $\partial C_r / \partial H_{отл}$  и  $\partial G_{ст} / \partial \tau$ . Масса и состав золы мазута будут определять слой отложений, что отразится через  $\partial C_r / \partial H_{отл}$  и на разности  $t_{отл} - t_{ст}$ . Режим сжигания, определяемый в первую очередь коэффициентом избытка воздуха, обеспечит образование при прочих равных условиях того или иного количества серного ангидрида, что повлияет на  $\partial C_r / \partial H_{отл}$  и  $\partial G_{ст} / \partial \tau$ . Эти величины зависят также и от относительной нагрузки  $D/D_0$ , так как с ее увеличением возрастает скорость газового потока, интенсифицируется массоперенос и повышаются значения  $\partial C_r / \partial H_{отл}$  и  $\partial G_{ст} / \partial \tau$ . При этом решающая роль принадлежит все же температуре стенки, так как с ее уменьшением скорость конденсации резко возрастает. Следует также отметить, что все указанные факторы будут проявляться в большей или меньшей степени в зависимости от таких конструктивных параметров, как коррозионная стойкость материала, из которого изготовлена низкотемпературная поверхность нагрева; вид поверхности — рекуператор или регенератор; характер обтекания поверхности потоком газов. Значения всех этих параметров принципиально могут быть учтены величиной  $\Sigma \Pi$ .

Изложенные данные показывают, что выражение (7.11) может быть заменено параметрической зависимостью вида

$$K = \varphi(S^p, \alpha, D/D_0, t_{ст}, \Sigma \Pi). \quad (7.12)$$

Для получения количественных зависимостей необходимо либо теоретическое, либо экспериментальное определение связей между скоростью коррозии и каждым из отдельных параметров, входящих в (7.11) или (7.12). Теоретическое определение этих связей в настоящее время вряд ли возможно в условиях многообразия конструкций, режимов работы, сортов топлива и т. д. Накопленные отдельными авторами данные явно недостаточны для получения представительных зависимостей. В связи с этим необходимо дальнейшее накопление опытных данных.

Возвращаясь к представленной на рис. 7.4 модели и к выражениям (7.11) и (7.12), можно, таким образом, условно представить весь коррозионный процесс в виде совокупности ряда последующих элементарных процессов, краткое рассмотрение которых приводится далее.

Пары кислоты, находящиеся в потоке дымовых газов, начинают конденсироваться на той части внешней поверхности отложений,

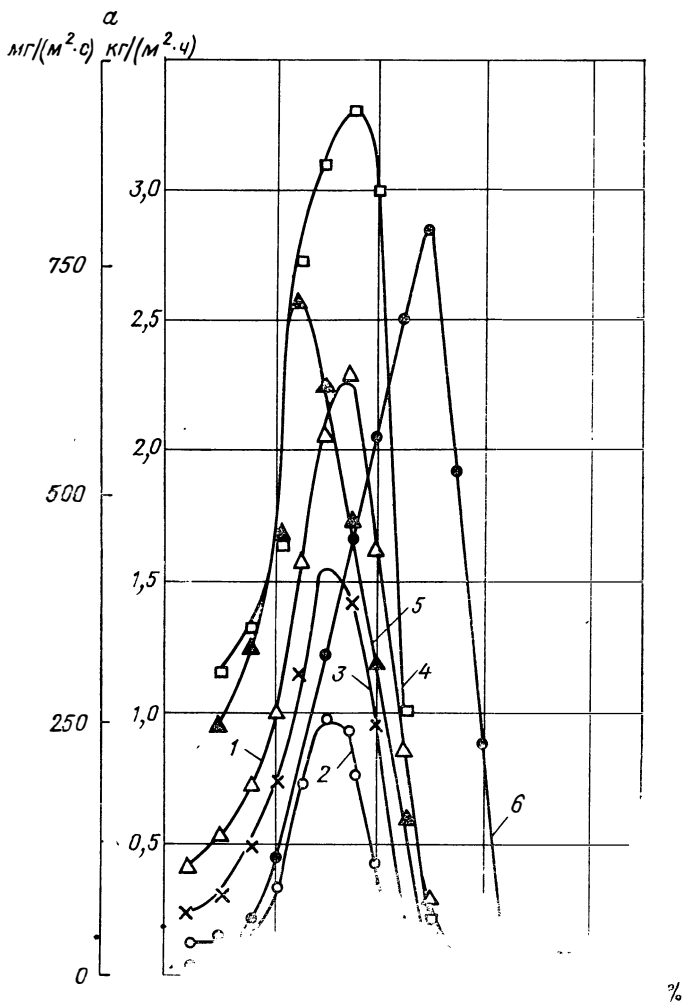
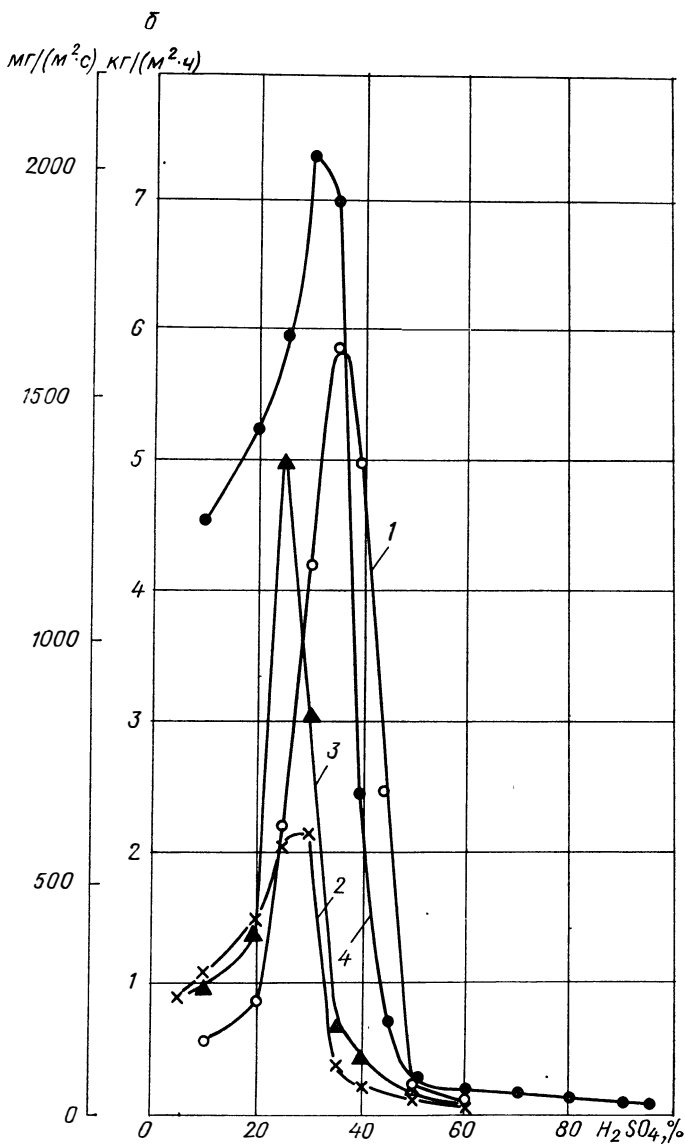


Рис. 7.5. Зависимость скорости коррозии металлов в серной кислоте от ее концентрации при температурах 353 (а) и 373 К (б).

1 — 08КП, гофрированный «интенсифицированный»; профиль холодной набивки; 2 — кровельное железо, 3 — Ст3; прямой профиль; 4 — Ст3 (сорт 1), 5 — Ст3 (сорт 1), 6 — 1Х18Н9Т.

которая имеет температуру  $t'_{ст}$  ниже сернокислотной точки росы  $t_p$ . При  $t'_{ст} = t_p$  конденсации еще не происходит, так как необходимо переохлаждение поверхности на величину  $\Delta t_k$ , зависящую от свойств поверхности:  $t'_{ст} = t_p - \Delta t_k$ . По данным С. Нюрнберга, значения  $\Delta t_k$  могут находиться в пределах от 2 до 8 К.

Во всем температурном диапазоне  $t_{ст} \leq t'_{ст}$  концентрация осаждаемой кислоты будет изменяться в зависимости от температуры



поверхности и концентраций серного ангидрида и водяного пара, определяющих содержание в дымовых газах паров серной кислоты. Зависимость концентрации кислоты в пленке конденсата от температуры поверхности показана на рис. 7.6, а. Видно, что с повышением  $t_{\text{ст}}$  концентрация кислоты растет, причем все кривые мало различаются между собой. При этом большему парциальному давлению водяных паров будет соответствовать меньшая концентра-

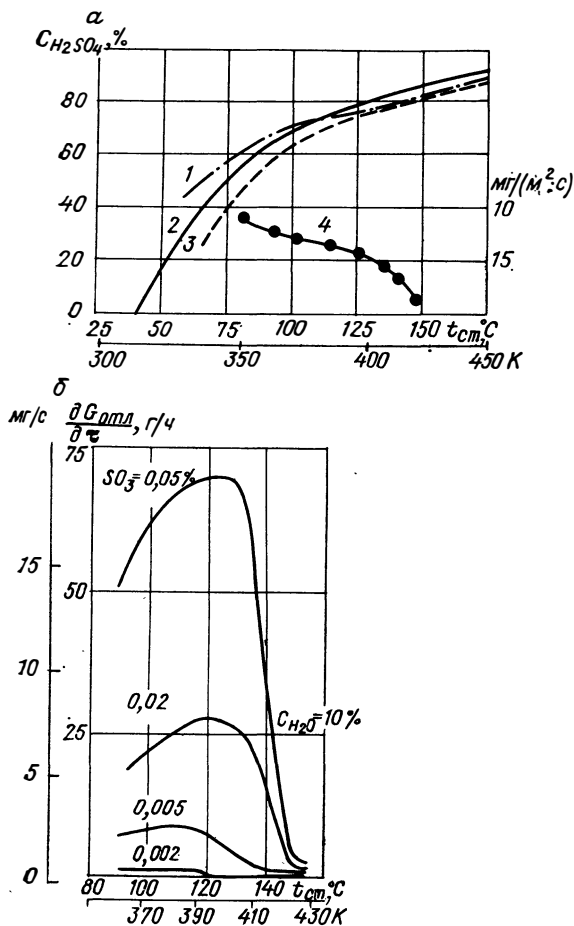


Рис. 7.6. Зависимость концентрации серной кислоты в пленке конденсата, удельного количества кислоты (а) и скорости ее охлаждения (б) от температуры стенки. Данные: 1 — И. Кима, С. Нюрнберга, 2 — Г. Рёгенера, 3 — А. Тэйлора; 4 — Удельное количество серной кислоты, отнесенное к единице поверхности и времени.

ция кислоты (рис. 7.7). При температурах выше точки росы водяных паров  $t_{p_{H_2O}}$  концентрация их в пленке конденсата будет тем меньше, чем выше разность  $t_{ст} - t_{p_{H_2O}}$ . Это объясняет вид кривых, показанных на рис. 7.3. Поскольку температура отложений близка к температуре стенки, а фактуальные значения  $t_{ст}$  располагаются в области 333 К и выше, рабочие концентрации кислоты в пленке имеют очень широкий диапазон — от 25—30 до 80—90 %.

Влияние парциального давления паров серной кислоты на концентрацию ее в пленке показано на рис. 7.7. Видно, что увеличение концентрации паров кислоты на порядок приводит к росту ее концентрации в пленке в среднем на 5 %. Приведенные данные показывают зависимость между концентрациями серной кислоты в потоке дымовых газов и в пленке, т. е. между  $C_{г}$  и  $C_{отл}$ .

Однако выше было показано, что интенсивность коррозии определяется не только концентрацией серной кислоты, но и ее массой.

Из выражения (7.4), в частности, вытекает, что масса осаждающейся кислоты зависит как от ее концентрации в газах, так и от разности между температурами газов и отложений. Поскольку кислота начинает осаждаться на поверхности только при  $t_{ст} \leq t_{ст} < t_p$ , то при  $t_{ст} > t_p$  значение  $C_{отл}$  весьма мало. По мере снижения  $t_{ст}$  удельная масса кислоты (отношенная к единице поверхности) растет. Поэтому зависимость  $dG_{отл}/dt$  от  $t_{ст}$  приобретает вид кривой, показанной на рис. 7.6, б. Вследствие конденсации всегда имеется определенная разность между парциальными давлениями кислоты в общем потоке дымовых газов и непосредственно на поверхности отложений.

Поскольку парциальные давления водяного пара  $p_{H_2O}$  и кислоты  $p_{H_2SO_4}$  должны находиться в равновесии  $p_{H_2O} \gg p_{H_2SO_4}$ , то будет иметь место существенное разбавление кислоты в пленке, за счет чего возрастает масса конденсирующейся кислоты при одновременном снижении ее концентрации. Особенно заметно это при снижении  $t_{ст}$ , когда уменьшается необходимое для равновесия значение  $p_{H_2SO_4}$ . Это обуславливает подъем кривой осаждения конденсата вплоть до температур 370—393 К (рис. 7.6, б). При более низких температурах скорость отложения кислоты затормаживается в силу следующей причины. При  $t_{ст} < 393$  К вблизи поверхности образуется физически устойчивый малоподвижный мелкодисперсный туман  $H_2SO_4 \cdot n H_2O$ . Этот туман становится очень сильным при температурах около 370 К. В области от 393 К до точки росы водяных паров на поверхности практически не осаждается. Поэтому можно ожидать, что аэрозоли серной кислоты в указанной температурной области почти не конденсируются на отложениях и эвакуируются с дымовыми газами. Это предположение подтверждается данными К. Виккерта. В результате при  $t_{ст} = 378 \div 393$  К наблюдается снижение массы сконденсированной кислоты. В зоне  $t_{ст}$  от 378 до 393 К влияние указанных факторов практически уравнивает друг друга. Это определяет появление максимума на кривой конденсации серной кислоты (рис. 7.6, б).

Изложенная выше попытка представления процесса конденсации смеси паров серной кислоты и водяного пара не учитывает реагирования отдельных компонентов продуктов горения и т. д. Но даже при наличии принятых допущений затруднительно четкое математическое описание данного процесса, о чем свидетельствует многофакторность поставленной задачи, иллюстрируемая приведенными кривыми.

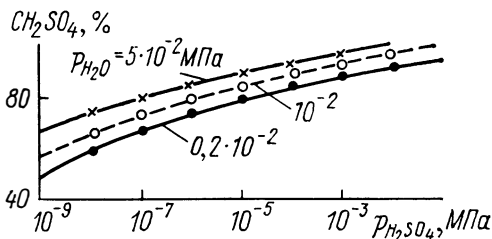


Рис. 7.7. Зависимость концентрации серной кислоты в пленке конденсата от парциальных давлений кислоты и водяных паров в продуктах горения.

**Перенос серной кислоты сквозь слой отложений к поверхности металла.** Образующийся на корродирующих низкотемпературных поверхностях нагрева слой отложений представляет собой совокупность продуктов коррозии, сажистых и золовых частиц. Формирование таких отложений происходит под влиянием одновременно действующих факторов: температурного ( $t_{ст}$ ,  $t_r$ ,  $t_b$ ), аэродинамического (характер обтекания загрязняемой поверхности потоком дымовых газов, равномерность распределения твердых частиц в объеме газов, поле скоростей газового и воздушного потоков), концентрационного (концентрация паров серной кислоты, равномерность распределения массы и размеров сажистых и минеральных частиц в потоке дымовых газов). Интенсивность воздействия всех этих факторов на процесс формирования отложений определяется параметрами, входящими в зависимости (7.11) и (7.12), причем каждый из них может в данный момент и в данной точке поверхности играть роль как доминирующего, так и сопутствующего.

Трудности теоретического изучения отложений привели к необходимости их экспериментального исследования. Результаты этого исследования, выполненного как на экспериментальных, так и на действующих поверхностях нагрева, позволили прийти к следующим выводам.

Образование внутреннего слоя отложений толщиной  $\delta_{вн}$  можно объяснить воздействием следующих сил: электрического и магнитного притяжения, трения и тяжести (Р. С. Прасолов). На сформировавшемся внутреннем слое отложений образуются последующие слои. Здесь большое значение приобретает температура поверхности и состав продуктов горения. Состав отложений хотя и разнородный, но определяется в основном продуктами серноокислотной коррозии: соединениями железа и связанной серной кислотой. В то же время масса свободной кислоты сравнительно невелика: в 5—20 раз меньше, чем связанной.

Суммарная масса железа в отложениях, определенная их растворением в воде и соляной кислоте, оказывается заметно выше, чем сумма  $Fe^{2+}$  и  $Fe^{3+}$ , соответствующих растворимым солям железа. Разница составляет 2—8 % и в первом приближении соответствует массовой доле в мазуте железа, находящегося, как известно, в форме нерастворимых окислов. Рентгенофазовый анализ позволил обнаружить железо в виде соединений  $FeSO_4$ ,  $Fe_2(SO_4)_3$ ,  $Fe_3O_4$  и  $Fe_2SiO_4$ .

Характерны зависимости массы железа (в пересчете на  $Fe_2O_3$ ) в отложениях от  $t_{ст}$  для каждой продолжительности образования отложений (рис. 7.8). Полученные данные позволили установить, что имеется достаточно четкое соответствие характера этих зависимостей характеру коррозионных кривых. Это значит, что оценка интенсивности серноокислотной коррозии по массе железа в отложениях может дать сравнительно надежный и в первом приближении правильный результат. Об этом свидетельствуют данные, приведенные в работах ВТИ, Башкирэнерго и САФ ВНИИпромпгаза.

Масса железа в отложениях тесно связана с  $t_{ст}$  металла, на

котором они образовались. Характер кривой интенсивности загрязнения (или образования отложений) в зависимости от температуры стенки в зоне выше 350—370 К аналогичен характеру коррозионных кривых.

Так как продукты коррозии составляют основную часть низкотемпературных отложений, а изменение аэродинамического сопротивления поверхностей нагрева определяется интенсивностью образования отложений, то принципиально возможен контроль за скоростью серноокислотной коррозии низкотемпературных поверхностей нагрева по изменению их аэродинамического сопротивления.

Интенсивность загрязнения, так же как и скорость коррозии, уменьшается при снижении коэффициента избытка воздуха (рис. 7.9).

Структура отложений подобна структуре капиллярно-пористых тел, их скелет является лиофильным веществом, стенки которого сорбируют газы, пары и жидкости. Процесс переноса кислоты в отложениях по аналогии с переносом влаги в капиллярно-пористых телах (А. В. Лыков) можно описать в зависимости от градиентов влагосодержания  $\nabla W$  и температуры  $\nabla T$ :

$$j_{отл} = -D_{отл}\rho_{отл}(\nabla W + \delta_T \nabla T), \quad (7.13)$$

где  $D_{отл}$  и  $\rho_{отл}$  — соответственно коэффициент диффузии и плотность отложений;  $\delta_T = D_{т.отл}/D_{отл}$  — относительный коэффициент термодиффузии;  $D_{т.отл}$  — коэффициент термодиффузии отложений.

Рассмотрение процесса влагопереноса для ограниченных корродирующих низкотемпературных поверхностей позволяет в первом приближении считать, что перенос кислоты происходит в изотермических условиях ( $\nabla T \approx 0$ ). Тогда выражение (7.13) примет вид

$$j_{отл} = -D_{отл}\rho_{отл} \nabla W. \quad (7.14)$$

Условно считая отложения однородными, получаем

$$j_{отл} = -D_{отл}\rho_{отл}(\nabla W)_{т.}. \quad (7.15)$$

Коэффициент диффузии для капиллярно-пористых тел можно определить по эмпирической формуле А. В. Лыкова

$$D_{отл} = a/(1 - A\rho_{отл} \nabla W), \quad (7.16)$$

где  $a = bV(T/1000)^n$  — температурный коэффициент;  $A$ ,  $b$ ,  $V$ ,

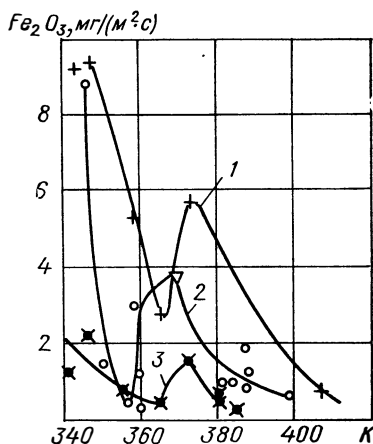


Рис. 7.8. Зависимость содержания  $Fe_2O_3$  в отложениях от температуры стенки.

Длительность накопления отложений, ч: 1 — 0,5—1; 2 — 2—6; 3 — 15—19.



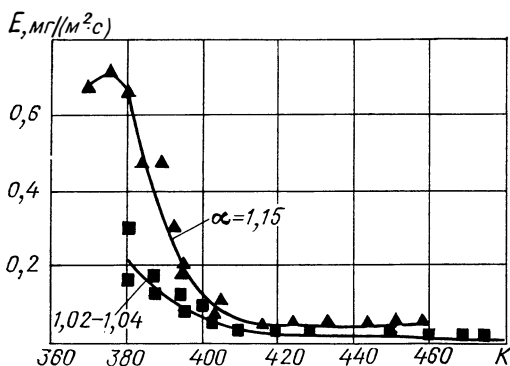


Рис. 7.9. Зависимость интенсивности загрязнения набивки РВП котла ТГМ-84 от температуры стенки.

$n$  — константы. Для капиллярно-пористых тел, близких по структуре к низкотемпературным отложениям,  $A = 0,0019$ ,  $b = 6$ ,  $B = 1$ ,  $n = 10$ .

При  $\rho_{отл} \approx 800$  кг/м<sup>3</sup>,  $\nabla W = 0,1$  кг/кг и  $T = 400$  К выражение (7.15) примет приближенный вид:

$$j_{отл} \approx -0,5 (\nabla W)_T. \quad (7.17)$$

Так как перенос раствора кислоты в отложениях происходит, по существу, лишь в направлении, нормальном к поверхности, то (7.17) можно записать так:

$$j_{отл} = -0,5 \partial W / \partial H_{отл}. \quad (7.18)$$

Изложенные данные свидетельствуют о том, что протекающая под слоем отложений сернокислотная коррозия металлических поверхностей нагрева по механизму близка к грунтовой коррозии металла. Из теории грунтовой коррозии, в частности, известно, что для беспрепятственного протекания коррозионного процесса необходимо определенное количество влаги (Н. Д. Томашов). Вне зависимости от состава грунтов максимальная скорость коррозии, как правило, наблюдается при влажности грунтов 15—20 %. При влажности более 20 % влага образует сплошной слой, затрудняющий доступ коррозионно-активных веществ к металлу. Переноса эти рассуждения с грунтов на отложения, можно ожидать, что максимальное значение  $\partial W / \partial H_{отл}$  примет при влажности отложений 15—20 %.

Обобщение известных данных показывает, что защита от сернокислотной коррозии должна идти в одном из двух возможных направлений. Первое представляет собой воздействие на топливо и топочный процесс с целью уменьшения массы образующегося серного ангидрида и его нейтрализации. Другое направление имеет цель полностью предотвратить коррозию путем создания коррозионно-стойких низкотемпературных поверхностей нагрева. Ниже рассматриваются краткие результаты работ в каждом из этих направлений.

#### 7.4. Сжигание высокосернистого мазута с малыми избытками воздуха

Организация сжигания высокосернистого мазута с малыми  $\alpha_T$  позволяет за счет ограничения участвующего в горении кислорода затормозить процесс окисления сернистого ангидрида в серный, снизить  $t_p$ , уменьшить конденсацию аэрозолей и паров серной кислоты на низкотемпературных поверхностях нагрева. За счет снижения избытка воздуха ограничивается переход сернистого ангидрида в серный в пределах топочной камеры, вследствие чего уменьшается также коррозия. Одновременно происходит изменение структуры и уменьшение массы высокотемпературных отложений, снижение концентрации в них пятиоксида ванадия и других агрессивных компонентов, выполняющих функцию катализатора гетерогенного окисления сернистого ангидрида в серный за пределами топочной камеры. В результате это может вызвать дальнейшее ослабление серноокислотной коррозии.

Опыт эксплуатации горелок в режимах с малыми избытками воздуха позволяет прийти к заключению о возможности получения малокоррозионных режимов низкотемпературных поверхностей нагрева, незначительно различающихся между собой при использовании горелок различных конструкций и мощностей (рис. 7.10). Однако необходимый уровень избытков воздуха для разных условий неоднозначен. Вслед за первыми зарубежными данными об эффективности сжигания высокосернистых мазутов с малыми избытками воздуха (Ф. Глаубитц) появились данные, носившие противоречивый характер. Эти данные обсуждались одновременно как в СССР, так и за рубежом. Если в работах ВТИ описываются положительные данные по снижению серноокислотной коррозии при  $\alpha_T = 1,02 \div 1,03$ , то Х. Ральвис и Х. Пингдт указывают, что бескоррозионный режим имеет место при  $\alpha_T \leq 1,01$ . Минимальное значение  $\alpha_T \leq 1,005$  дается в работах Ф. Глаубитца.

Данные, полученные ВТИ, ЦКТИ, Башкирэнерго, Союзтехэнерго, бывш. Средазниигазом и другими организациями, убедительно показывают, что при переходе на сжигание сернистого мазута с малыми  $\alpha_T$  хотя и нельзя полностью предупредить серноокислотную коррозию трубчатых воздухоподогревателей, периодически очищаемых от отложений дробью в соответствии с рекомендациями ВТИ, но непременно удается весьма существенно ослабить их коррозионные повреждения и увеличить срок службы примерно в 1,8—3,5 раза по сравнению с режимом сжигания с  $\alpha_T \approx 1,15$ . Близкие данные получены и при сжигании высокосернистого газа во ВТИ и САФ ВНИИпромгаза. Это значит, что в совокупности с другими мероприятиями может оказаться возможным полностью защитить от коррозии трубчатые воздухоподогреватели.

Но современные газомазутные котлы, как правило, оснащаются РВП, очистка которых от отложений с помощью дроби невозможна. На них также можно снизить скорость коррозии путем организации сжигания мазута с малыми  $\alpha_T$ . Например, в работах ВТИ рас-

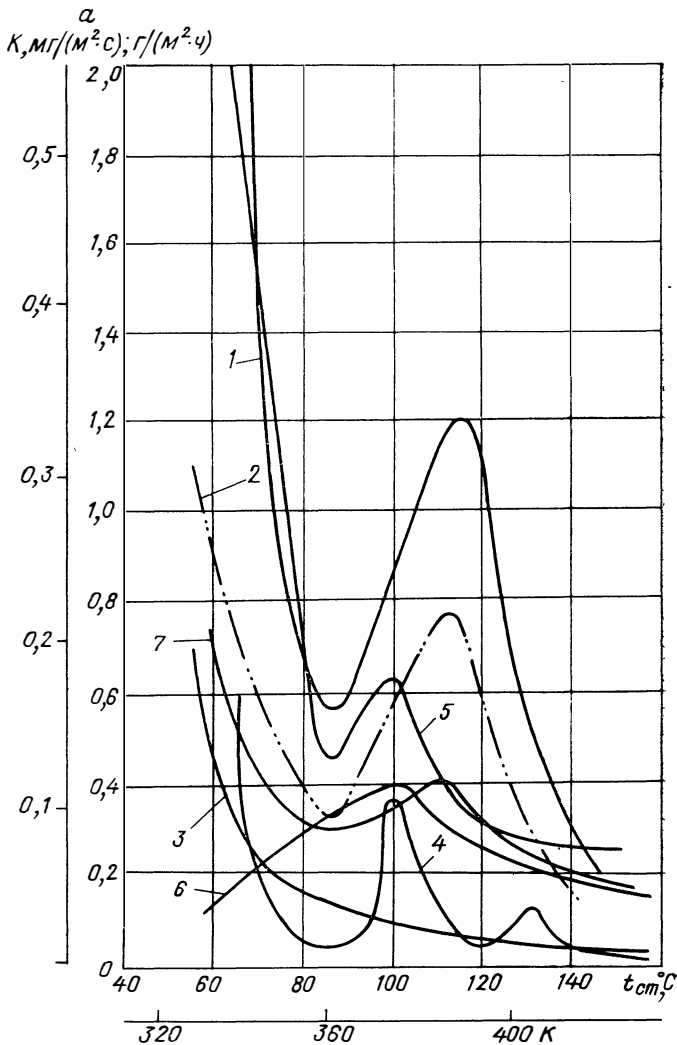
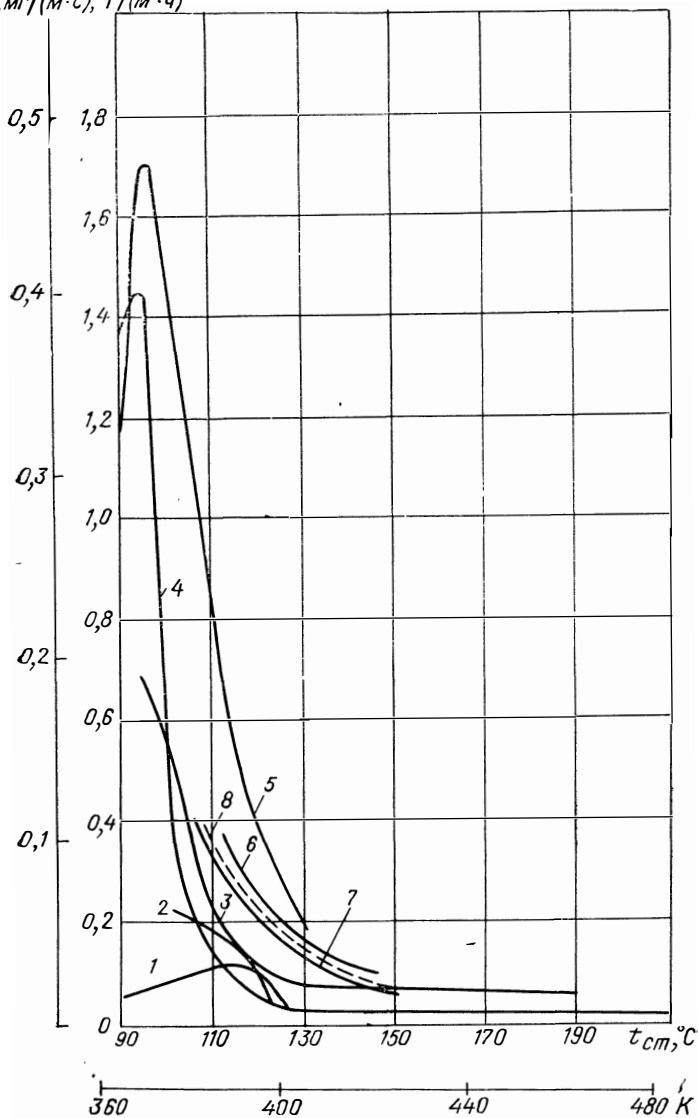
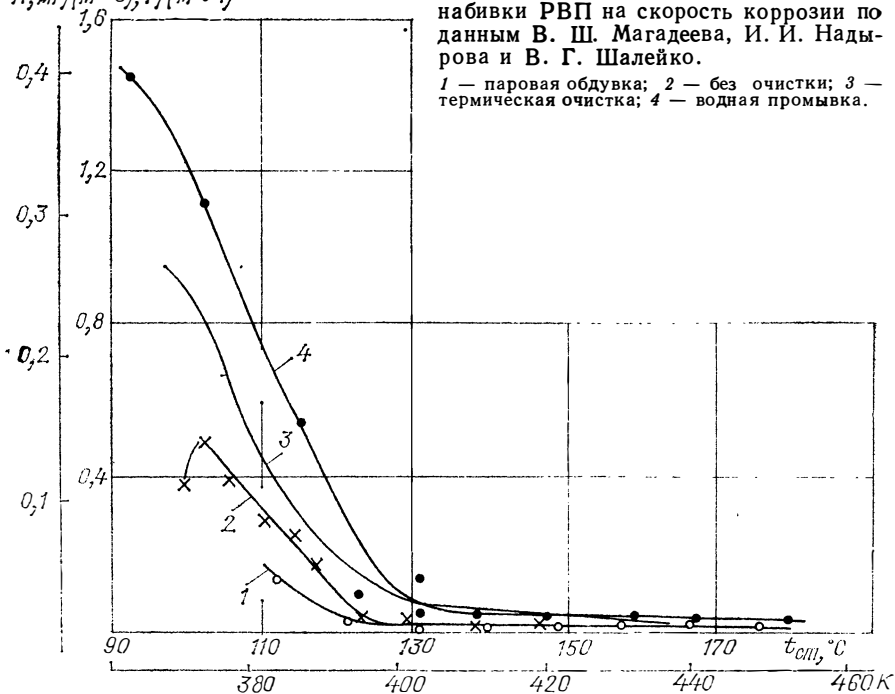


Рис. 7.10. Скорость коррозии экспериментальных образцов.  $a$  — котлы с трубчатыми воздухоподогревателями: 1 — ТП-170,  $\alpha_T = 1$ , поперечное омывание; 4 — то же, продольное; 5 — ТП-41,  $\alpha_T = 1,03$ , поперечное омывание; 7 — то же, с горелками ХФЦКБ-ВТИ.  $\alpha_T = 1,02 \div 1,04$ , без очистки; 3 — ТГМ-84,  $\alpha_T = 1,02 \div 1,03$ , обмыт ТГМ-84,  $\alpha_T = 1,02 \div 1,04$ , обмытка водой; 6—8 — ТГМ-84,  $\alpha_T = 1,05$ .

$K, \text{MГ}/(\text{M}^2\text{C}); \Gamma/(\text{M}^2\text{Ч})$



2, поперечное омывание; 2 — то же продольное; 3 — ТП 230,  $\alpha_T = 1,02$ , поперечное омывание; 6 — ПК-10 с горелками Липинского,  $\alpha_T = 1,03$ , 6 — котлы с РВП: 1 — ТГМ-151,  $\alpha_T = 1,02 + 1,03$ , обдувка паром; 2 — ТГМ-84, вка водой; 4 — БКЗ-320-140ГМ,  $\alpha_T = 1,02 + 1,04$ , обмывка водой; 5 — водные промывки.

$K, \text{мг}/(\text{м}^2 \cdot \text{с}); I/(\text{м}^2 \cdot \text{ч})$ 

смотрены результаты испытаний набивки РВП, не подвергающейся очистке, на котле ТМ-84, где при  $\alpha_T \approx 1,03$  измеренная скорость коррозии не превышала  $0,083 \text{ мг}/(\text{м}^2 \cdot \text{с})$ . Однако вскоре по истечении срока испытаний из-за загрязненной набивки РВП появились ограничения паропроизводительности, а технико-экономические показатели существенно снизились, в связи с чем набивку пришлось очищать от отложений с помощью водной промывки.

Сопоставление данных рис. 7.10 и 7.11, полученных при коррозионных испытаниях набивки РВП с различными методами очистки, показывает, что снижение избытков воздуха уменьшает скорость коррозии набивки РВП и этих котлов даже при водных промывках ее, но это уменьшение значительно (на 20—80 %) меньше, чем на котлах с трубчатыми воздухоподогревателями. Это значит, что РВП только снижением  $\alpha_T$  не удастся сколь-нибудь надежно защитить от коррозии. Но отсюда не следует, что к данному режиму сжигания не следует стремиться, ибо в этом режиме облегчаются условия для успешного применения антикоррозионных мероприятий и повышается экономичность котла.

Обработка имеющихся данных позволила раскрыть параметрическую зависимость (7.12) и получить следующее выражение для скорости коррозии низкотемпературных поверхностей нагрева, не подвергающихся водным промывкам:

$$K = \frac{1}{y_{\text{ст}} [0,06 + 0,6 (\alpha_T - 1)] (3,18 - 2,18 D/D_0) (0,1 + 0,66 S^P)}. \quad (7.19)$$

Для рекуперативных трубчатых воздухоподогревателей с поперечным омыванием

$$y_{\text{ст. п. о}} = 33,3 - 0,57 t_{\text{ст}} + 0,0025 t_{\text{ст}}^2; \quad (7.20)$$

с продольным омыванием —

$$y_{\text{ст. пр. о}} = 66,6 - 1,14 t_{\text{ст}} + 0,005 t_{\text{ст}}^2; \quad (7.21)$$

для регенеративных воздухоподогревателей

$$y_{\text{ст. РВП}} = 88 - 1,73 t_{\text{ст}} + 0,0088 t_{\text{ст}}^2. \quad (7.22)$$

Полученная зависимость (7.19) удовлетворительно (с погрешностью до  $\pm 10\%$ ) согласуется в области  $85 \leq t_{\text{ст}} < 130$  °С;  $1 \leq \alpha_T \leq 1,25$ ;  $0,4 \leq S^P \leq 4,5\%$ ;  $0,5 \leq D/D_0 \leq 1,0$  с данными многих отечественных и зарубежных авторов. Эта зависимость может быть использована для ориентировочного прогнозирования скорости коррозии при отсутствии экспериментальных данных.

## 7.5. Ввод нейтрализующих присадок

**Газообразные присадки.** В качестве газообразной присадки наиболее широкое распространение получил аммиак, который, взаимодействуя с парами серной кислоты и серным ангидридом, образует бисульфат  $\text{NH}_4\text{HSO}_4$  или сульфат аммония  $(\text{NH}_4)_2\text{SO}_4$ . Подробные исследования эффективности ввода аммиака в продукты горения высокосернистого мазута проведены в Башкирэнерго на котлах НЗЛ (30 кг/с, 3,4 МПа, 693 К) и ТП-230 (64 кг/с, 10,8 МПа, 783 К). Ввод аммиака в дымовые газы с температурой 520—670 К привел к интенсивному забиванию труб воздухоподогревателя вязкими отложениями, не удаляемыми дробеочисткой, в том числе и на участках с температурой стенки выше температуры точки росы. Интенсивное забивание поверхностей нагрева при вводе аммиака в зону с температурой газов выше 480 К объясняется свойствами смеси аммониевых солей, входящих в состав отложений. Температура плавления этой смеси понижается с  $\sim 540$  до 420 К при увеличении доли бисульфата аммония с 20 до 100 %. Предупредить образование сульфата аммония можно лишь при условии обеспечения над ним достаточно высокого парциального давления аммиака, увеличивающегося с ростом температуры (Б. И. Клячко). При температуре газов  $\sim 500$  К это условно выполняется при дозировке аммиака 1—1,3 % от расхода топлива, а при температуре 460—480 К — менее 0,08 %. При таких дозировках были проведены коррозионные испытания котла НЗЛ, сжигавшего мазут с концентрацией серы 2,5—4,5 % и золы 0,09—0,15 % при коэффициенте избытка воздуха 1,15—1,2. Опыты показали, что в диапазоне температур стенки от 328 до 408 К скорость коррозии опытных образцов не достигала 0,028 мг/(м<sup>2</sup>·с).

Близкие результаты получены на котле ТП-320, в топке которого сжигался мазут с концентрацией серы 3,3 % и золы 0,15 % при коэффициенте избытка воздуха 1,13—1,34. Дозировка аммиака поддерживалась на уровне 0,07—0,075 % от расхода топлива. В диапазоне температур стенки от 348 до 438 К скорость коррозии не превышала 0,005 мг/(м<sup>2</sup>·с). Проведенные опыты, наряду с высокой эффективностью аммиака как средства антикоррозионной защиты, выявили ряд эксплуатационных затруднений, связанных как со сложностью равномерного распределения аммиака в объеме дымовых газов в узкой температурной зоне, так и с особенностями свойств аммонийных отложений. Пока толщина слоя отложений невелика и температура его близка к температуре металла, отложения остаются рыхлыми. С увеличением толщины слоя растет температура на его поверхности, что способствует дополнительному образованию бисульфата аммония и появлению вязких отложений из-за снижения их температуры плавления. Следовательно, в случае значительного перерыва в очистке поверхностей нагрева для предупреждения быстрого заноса воздухоподогревателя необходимо прекратить ввод аммиака и одновременно повысить температуру стенки воздухоподогревателя.

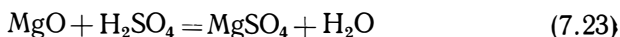
Необходимо также учесть дефицитность аммиака и сравнительную сложность его ввода. Все это не позволяет ожидать широкого применения аммиака для защиты от коррозии газомазутных котлов.

**Твердые присадки.** Среди твердых присадок в СССР и за рубежом применялись известковая пушонка, доломит и магнезит, причем наиболее изучена порошкообразная присадка каустического магнезита. Анализ известных работ в этом направлении показал, что скорость коррозии может оказаться тем меньше, чем выше дисперсность и больше активная поверхность порошкообразной присадки. Для экспериментального подтверждения этого предположения были проведены стендовые и полупромышленные исследования влияния присадки каустического магнезита, состоявшего в основном из окисей магния и кальция, на коррозию. Стендовые результаты подтвердились при промышленной проверке на котле ПК-10 (63,9 кг/с, 10,8 МПа, 733 К) при сжигании с  $\alpha_T = 1,10$  высокосернистой нефти и подаче присадки магнезита, содержавшей 28 % фракций 0—40 мкм и состоявшей на 79 % из окисей магния и кальция. При подаче 0,3 % магнезита износ труб воздухоподогревателя за 1600 ч был в 1,5 раза меньше, чем за 700 ч работы котла на том же топливе, но без магнезита. Были зафиксированы постоянное сопротивление газового тракта при вводе магнезита и заметный рост сопротивления, когда магнезит не вводился. При этом изменился состав низкотемпературных отложений. Ввод магнезита примерно в 1,5 раза снижает содержание в отложениях продуктов коррозии, пересчитанных на Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> и SO<sub>4</sub>, повышает в 30 раз содержание окиси магния и почти вдвое — окиси кальция.

Рассмотренные данные согласуются с материалами, полученными на экспериментальном котле НЗЛ, в газоходе которого были

установлены два одинаковых змеевика, один из которых был предварительно опылен каустическим магнезитом. Это привело к снижению скорости коррозии на 0,04 мг/(м<sup>2</sup>·с). Такой результат связан с адсорбцией и нейтрализацией магнезитом части сконденсированной серной кислоты и с сопротивлением слоя магнезита доступу ее к металлу.

Несмотря на то что во всех проведенных опытах подача магнезита была значительно ниже, чем это требуется для полной нейтрализации аэрозолей серной кислоты по уравнению



или для нейтрализации серного ангидрида в потоке продуктов горения



снижение коррозии при вводе магнезита фиксировалось систематически. Это значит, что магнезит реагирует с наиболее коррозионно-активными продуктами горения. Это согласуется и с данными зарубежных исследователей. Следовательно, увеличение поверхности соприкосновения частиц магнезита с коррозионной средой позволяет ослабить коррозию. К такому же выводу пришел и К. Викерт, предлагая для защиты от коррозии низкотемпературных поверхностей нагрева вводить в дымовые газы окислы (MgO, CaO, SiO<sub>2</sub>) в тонкоизмельченном состоянии с удельной поверхностью 30—100 м<sup>2</sup>/г.

Еще большего эффекта следует ожидать при использовании растворов или суспензий, содержащих, например, соединения магния с более развитой, чем у твердых присадок, активной поверхностью  $f/g$ .

**Жидкие присадки.** Высокодисперсная жидкая присадка может быть получена при использовании водных растворов нетермостабильных соединений таких элементов, как кремний, магний, хром, железо; при вводе этих соединений в соотношении 0,3—10 моль растворенных веществ на 1 моль щелочных металлов, содержащихся в золе мазута, вода как несущая фаза раствора при контакте с продуктами горения испаряется и появляются твердые частицы. Размеры их будут тем меньше размеров капель мазута, чем меньше концентрация твердого вещества в водном растворе. При максимальном диаметре капель до 1 мм размеры твердых частиц не превышают 100 мкм, причем большинство частиц имеет эквивалентный диаметр около 1 мкм, а их  $f/d \approx 6$  м<sup>2</sup>/г. Наиболее предпочтительны растворы галогенидов, являющихся отходами или дешевыми побочными продуктами химических производств (например, MgCl<sub>2</sub> или MgCl<sub>2</sub>·6H<sub>2</sub>O). Между хлористым магнием и водяным паром протекает реакция с образованием окиси магния.

Образовавшаяся окись магния участвует в реакциях взаимодействия с серным ангидридом и серной кислотой, при этом твердый серноокислый магний частично выносится продуктами горения, а частично осаждается на стенке, образуя защитную пленку. Пары



хлористого водорода относительно мало влияют на температуру точки росы дымовых газов и на коррозию низкотемпературных поверхностей нагрева. Вводимое с присадкой хлористого магния количество хлор-иона не превышает, как правило, 50 % от содержания хлоридов в мазуте. Хлор-ион в отложениях обычно не обнаруживается, а содержание хлора в дымовых газах не превышает  $10^{-4}$  %.

Исследование эффективности водного раствора присадки хлористого магния проводилось на опытно-промышленной установке, созданной на базе котла БКЗ-320-140 ГМ (89 кг/с, 13,7 МПа, 843 К). Перед вводом в мазут хлористый магний растворялся в воде с целью получения 10—20 %-ного водного раствора, который и использовался в качестве присадки. Для приготовления и ввода в мазут присадки была сооружена специальная установка, состоящая из узлов для загрузки и хранения присадки, растворения твердых компонентов, дозировки присадки и смешения ее с мазутом.

В результате четырех серий опытов установлено, что ввод в мазут хлористого магния в количестве 0,035 % от расхода мазута позволяет снизить среднее значение скорости коррозии «холодного» слоя ВВП в 4 раза, а максимальное — более чем в 2 раза (рис. 7.11); подобный результат получен и ВТИ на котле ТГМ-84.

Учитывая положительные результаты по защите низкотемпературных поверхностей нагрева от коррозии, а также полученные в этих опытах убедительные данные по защите от коррозии высокотемпературных поверхностей нагрева, было предложено внедрить ввод хлористого магния в мазут, поступающий к котлам ПК-41-1 (274 кг/с) энергоблоков мощностью 300 МВт, для защиты их поверхностей нагрева от коррозионных разрушений. Технологическая схема установки для приготовления и ввода в мазут присадки предназначена для подачи  $4 \text{ м}^3$  раствора к двум энергоблокам с суммарным расходом мазута 41,7 кг/с. Дозировка присадки 0,03—0,05 %. В режиме с  $\alpha_T = 1,10 \div 1,15$  средняя скорость коррозии составила около  $0,028 \text{ мг}/(\text{м}^2 \cdot \text{с})$  при максимуме  $\sim 0,1 \text{ мг}/(\text{м}^2 \cdot \text{с})$ .

Из совокупности рассмотренных материалов по твердым и жидким магниевым присадкам следует, что при одной и той же дозировке присадки (в пересчете на магний) наибольшая эффективность наблюдается при вводе водного раствора хлористого магния, а наименьшая — при вводе исходного (без дополнительного помола) каустического магnezита. Промежуточный эффект получен при дополнительном вводе молотого магnezита. Это объясняется тем, что хлористый магний образует с водой раствор, обеспечивающий равномерное распределение присадки в мазуте при тщательном перемешивании и обуславливающий тем самым интенсивное взаимодействие с аэрозолями серной кислоты в газовом тракте, а также равномерное орошение низкотемпературных поверхностей, благодаря чему происходит частичная нейтрализация сконденсированной на них кислоты. Наоборот, при вводе магnezита поверхность взаимодействия частиц присадки с аэрозолями серной кислоты и равномерность опыления недостаточны. Кроме того, технология ввода

жидкой присадки более надежна и проста, чем твердой. Поэтому жидкие присадки на магниевой основе более перспективны.

Кроме жидких минеральных присадок широкое распространение нашли и жидкие органические присадки с поверхностно-активными веществами, способные растворять высокомолекулярные соединения, содержащиеся в мазуте, и образующие стабильные эмульсии с его углеводородной частью. В Советском Союзе присадки такого типа разработаны во ВНИИНП, за рубежом нашли распространение пироллин, бюказин, крида и др. Органические присадки улучшают сгорание топлива и оказывают «моющее» действие в отношении элементов мазутного хозяйства и форсунок. Мнения же специалистов о характере воздействия этих присадок на работу низкотемпературных поверхностей нагрева котлов, сжигающих сернистый мазут, весьма противоречивы. В работах ЦКТИ отмечается, что ввод присадок ВНИИНП в количестве 0,2 % от расхода мазута приводит к уменьшению коррозии и золотого заноса низкотемпературных поверхностей нагрева ряда небольших котлов, а также крупных энергетических котлов блоков 300 МВт. Работы ВТИ и Башкирэнерго показали, что на энергетических котлах ТП-170, ТП-230, ТГМ-84 ввод присадок ВНИИНП-102 и -103 в тех же количествах практически не влияет на коррозию и загрязнение воздухоподогревателей. Детальное обследование, проведенное Союзтехэнерго на всех отечественных электростанциях, применяющих присадки ВНИИНП, установило, что воздействие этих присадок на работу поверхностей нагрева котлов обнаружено лишь в отдельных случаях и его уровень оказался недостаточным для снятия ограничения длительности межочистой кампании мощных котлов. Не было зафиксировано положительного влияния присадок ВНИИНП и в отношении подавления коррозии низкотемпературных поверхностей нагрева. На основании полученных данных Союзтехэнерго рекомендовало присадки ВНИИНП только как средство повышения надежности мазутного хозяйства.

## **7.6. Применение кислотостойких покрытий для защиты низкотемпературных поверхностей нагрева от сернокислотной коррозии**

Применение кислотостойких покрытий и материалов для защиты низкотемпературных поверхностей от сернокислотной коррозии может оказаться целесообразным только в том случае, если это не вызовет резкого снижения теплопередачи. Для выявления этого влияния в ЦКТИ подробно рассмотрена тепловая работа набивки РВП, каждый элемент которой в нестационарном режиме меняет свою  $t_{\text{ст}}$  в процессе нагрева и охлаждения. Темп изменения температуры  $dt_{\text{ст}}/dt$  определялся по уравнению теплопроводности Фурье.

Результаты расчетов, проведенных для различных по толщине слоев эмалевого покрытия, показали, что относительное изменение температуры на поверхности и в средней плоскости пластины по

сравнению с температурой металлической неэмалированной пластины не превышает 7 % (для  $2\delta_{ст} \leq 5$  мм), а для реальных пластин с  $2\delta_{ст} \leq 2$  мм — менее 3,5 %. В результате установлено, что в тонких пластинах, выполненных из материалов с различными значениями коэффициента теплопроводности  $\lambda$ , сохраняется один и тот же закон изменения температуры.

Учет нестационарности процесса в РВП по поправке С. С. Кутателадзе и В. К. Мигая позволяет прийти к выводу, что эта поправка для неэмалированной стальной пластины и для стальных пластин с несколькими слоями эмали мало отличается по абсолютному значению. Вследствие малого влияния  $\lambda$  на теплопередачу значения  $t_{ст}$  стальной и эмалированной пластин различаются между собой пренебрежимо мало при  $2\delta_{ст} \leq 5$  мм. Условия теплопередачи через тонкие стенки с разными теплофизическими свойствами близки и при стационарном режиме. При  $2\delta_{ст} = 0,1 \div 2$  мм расхождения между коэффициентом теплопередачи для стальной и эмалированной пластин оказываются менее 5 %. Отсюда следует, что использование коррозионно-стойких покрытий для защиты от коррозии регенеративных и рекуперативных поверхностей нагрева не может резко снизить их тепловую эффективность. Указанное же снижение коэффициента теплопередачи на несколько процентов может быть компенсировано в процессе эксплуатации поверхности нагрева меньшим загрязнением ее отложениями.

За рубежом многие годы проводятся широкие исследования по защите низкотемпературных поверхностей от сернокислотной коррозии с помощью антикоррозионных покрытий. Однако непосредственное использование положительного зарубежного опыта весьма затруднено, так как в большинстве случаев не известны ни состав покрытий, ни технология их нанесения на металл. Что касается отечественных антикоррозионных материалов и покрытий, то они, как правило, были разработаны для конкретных условий, резко отличающихся от тех, которые имеются в котлах при сжигании высокосернистых мазутов.

Наиболее подробно этот вопрос изучен в работах ВТИ и Башкирэнерго, где представлен комплекс исследований, проведенных с целью: выявления коррозионной стойкости различных материалов и покрытий в широком диапазоне температур и концентраций серной кислоты; выбора наиболее стойких из них для изготовления и опытной проверки в промышленных условиях; разработки технологии нанесения кислотостойких покрытий на металлические поверхности; промышленного внедрения коррозионно-стойких поверхностей нагрева.

В лабораторных условиях была изучена коррозионная стойкость 5 сортов стали, 10 эмалевых покрытий, 2 групп лаковых покрытий (с различными включениями и режимом термообработки) и 3 материалов, которые в других условиях характеризуются высокой стойкостью. Исследование проводилось при температурах от 313 до 413 К, т. е. охватывали почти весь диапазон изменений  $t_{ст}$  низкотемпературных поверхностей нагрева. Проверялось влияние кон

центрации растворов серной кислоты от 5 до 95 % через каждые 5—10 %. Изучалось также совместное действие серной кислоты и сернистого ангидрида, которые в реальных условиях работы, как правило, одновременно взаимодействуют с металлом.

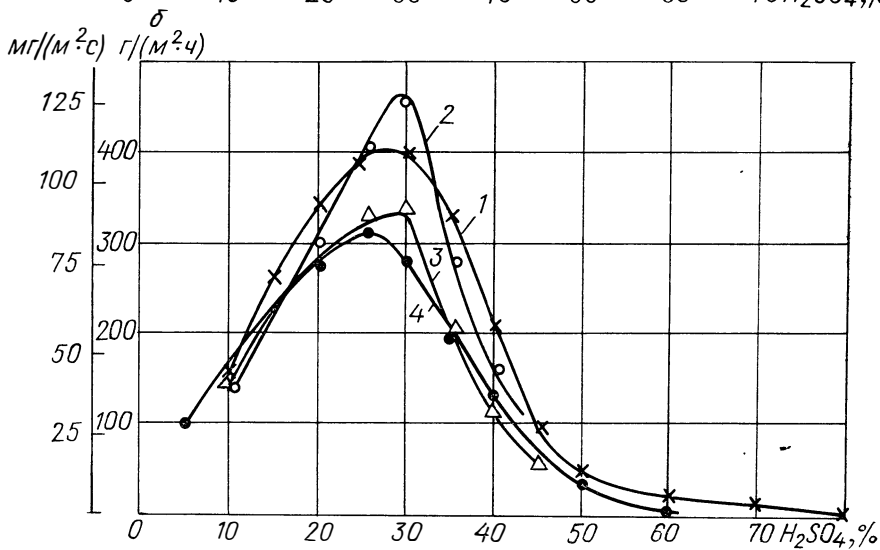
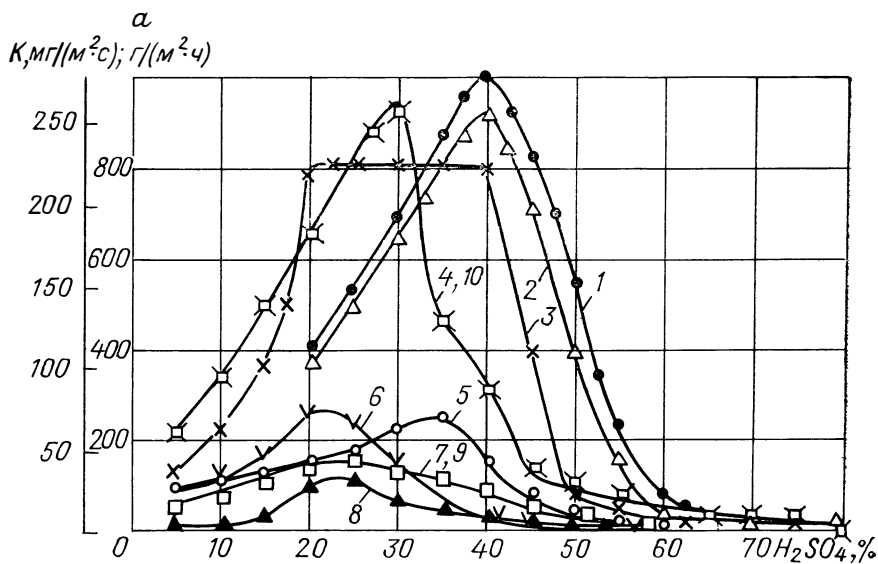
Результаты проведенных опытов показывают, что при неизменном профиле металлических образцов их коррозионная стойкость возрастает с уменьшением содержания углерода. Переход к профилю с большим числом гофр и закруглениям малого радиуса, в процессе изготовления которых могли образоваться микротрещины и прочие дополнительные очаги локальных разрушений, сопровождается ростом коррозии, несмотря на снижение содержания углерода (рис. 7.5). Максимум коррозии увеличивается с повышением температуры. Особенно резко возрастает коррозия при  $t_{ст} \geq 353$  К. С повышением  $t_{ст}$  максимум коррозии сдвигается в зону более низких концентраций серной кислоты (рис. 7.5).

Сопоставление результатов определения скорости коррозии новых образцов и образцов, выполненных из того же металла, но находившихся длительное время в РВП при работе котла на высокосернистом мазуте, свидетельствует о том, что новые образцы имеют в 1,5 раза большую скорость коррозии. Это связано с тем, что в процессе «работы» образцов в агрессивной среде на их поверхности образуется защитная окисная пленка, тормозящая взаимодействие металла с новыми порциями кислоты.

Покрытие образцов кислотостойкими эмалями резко снижает скорость коррозии. Наибольшей коррозионной стойкостью обладают покрытия эмалями А-32 и А-168, позволяющие в 10—20 раз снизить скорость коррозии по сравнению с металлами (рис. 7.12). Эти эмали разработаны в Государственном институте стекла.

Эмалированные образцы, имевшие до опытов разрушение поверхностей в пределах 8—10 % от общей, характеризуются пониженной стойкостью. Это значит, что качественное нанесение на металл эмали и сохранение ее в процессе транспортировки, сборки и установки в РВП имеют большое значение. Установлено, что нанесение второго слоя кислотостойкой эмали не влечет за собой дальнейшего повышения стойкости. Но в целях повышения гарантии получения сплошности покрытия целесообразно выполнять его с двумя слоями кислотостойкой эмали.

В отличие от металлических образцы с эмалевым покрытием снижают свою коррозионную стойкость в процессе «работы» в воздухоподогревателе. За год стойкость снижается в 3—4 раза. Это связано с тем, что в процессе «работы» происходит старение эмали, появляются отдельные очаги разрушения эмалевого покрытия, под слоем которого происходит локальное разрушение металла. Однако и в этом случае эмалированные образцы значительно более стойкие, чем незащищенный металл. Из лаковых покрытий наибольшей стойкостью обладают покрытия с составом на основе бакелитового лака, применение которого позволяет получить примерно такое же снижение коррозии, что и при применении кислотостойких эмалей. Наибольшую стойкость имеют эти покрытия после



прохождения термообработки с конечной температурой  $t_{\text{кон}} = 433 \div 453 \text{ K}$  (рис. 7.12).

Опыты показали высокую коррозионную стойкость стеклопластика АГ-4В и органического стекла, являющихся, к сожалению, весьма дефицитными и дорогими материалами.

Результаты, полученные при одновременном воздействии на образцы серной кислоты и сернистого ангидрида, позволяют считать, что их совокупное воздействие на металлические и эмалированные поверхности будет определяться главным образом концентрацией кислоты.

$v$   
 $\text{мг}/(\text{м}^2\text{с})$

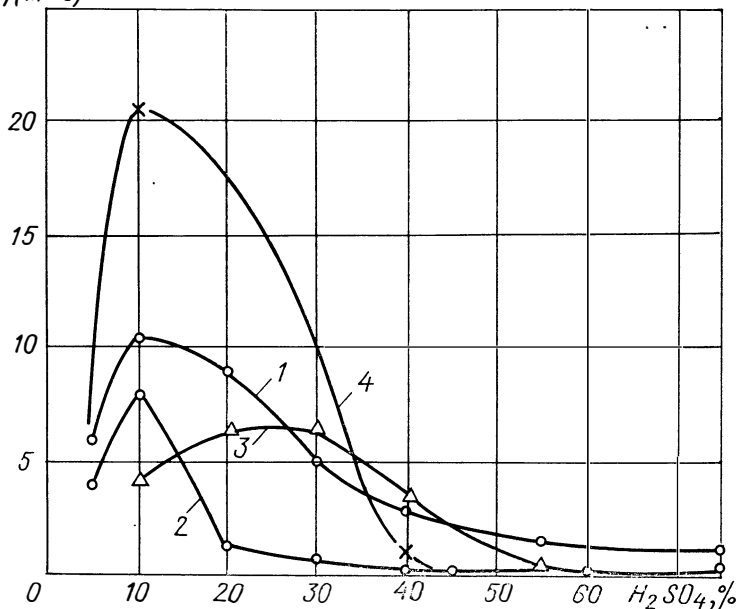


Рис. 7.12. Скорость коррозии образцов с коррозионно-стойкими покрытиями  
*а* — эмалевые покрытия, 353 К: 1 — грунтовая № 189; 2 — посудная зеленая; 3 — посудная синяя; 4 — титановая белая; 5 — А-32, 1 слой; 6 — А-32, 2 слоя; 7 — А-168; 8 — А-168а; 9 — А-168 с окисью хрома; 10 — А-32, «брак».  
*б* — эмалевые покрытия, 353 К: 1 — А-3; 2 — 105-Т; 3 — А-32; 4 — № 143.  
*в* — лаковые покрытия, конечная температура термообработки, К: 1 — без термообработки; 2 — ~ 430; 3 — 450; 4 — 470.

В результате опытов по изучению влияния теплосмен на состояние эмали было установлено, что нагревание эмали до 500—550 К с последующим резким охлаждением в ванне с холодной (293 К) водой практически не приводит к растрескиванию или какому-нибудь другому виду разрушения эмали. Активное разрушение (сколы, сползание, трещины) наступает при разности температур образца и воды 280 К и выше.

В опытах по изучению взаимодействия паровой струи (0,6 МПа, 523 К и 1 МПа, 623 К) с поверхностью эмалированных листов эмаль не повреждалась. Не изменялось состояние эмали и при попеременном воздействии пара (1 МПа, 623 К) и воздуха (0,6 МПа, 313 К). Таким образом, полученные данные показывают перспективность применения антикоррозионных покрытий на основе эмалей А-32 и А-168 и бакелитового лака с его термообработкой.

Промышленное исследование стойкости эмалевых покрытий проводилось на трех котлах: ТГМ-84, БКЗ-320-140ГМ и ТМ-84. В результате длительных (более 4000 ч) исследований получено подтверждение лабораторных данных. Скорость коррозии эмали-

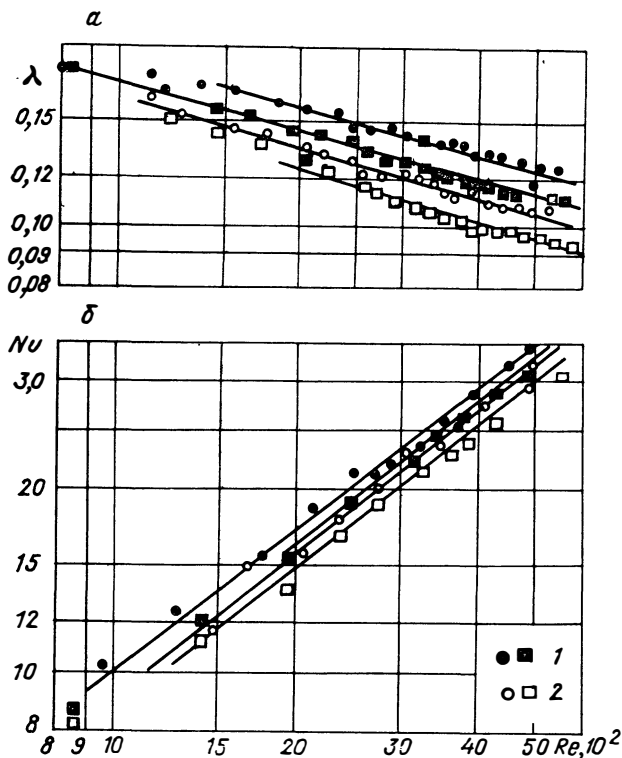


Рис. 7.13. Зависимость коэффициента аэродинамического сопротивления (а) и критерия Нуссельта (б) от критерия Рейнольдса для набивок РВП по данным ВТИ и Башкирэнерго.

Расположение волн металлической и эмалированной набивки: 1 — согласное, 2 — перекрестное

рованных образцов не превышала  $0,01 \text{ мг}/(\text{м}^2 \cdot \text{с})$ , а металлических, находившихся в тех же условиях, достигала  $0,39 \text{ мг}/(\text{м}^2 \cdot \text{с})$ . При этом теплообменные и аэродинамические характеристики эмалированной набивки, как видно из рис. 7.13, мало отличаются от характеристик металлической.

Обнадеживающие данные были получены и при промышленном исследовании коррозионной стойкости состава на основе бакелитового лака. Наиболее высокую стойкость имеет термообработанное покрытие. На котле ТГМ-84/А термообработка покрытия низкотемпературных газоходов была выполнена в процессе первого (после нанесения покрытия) пуска путем замедленной растопки, позволяющей ограничить темп повышения  $t_{\text{ст}}$  газоходов:  $\frac{dt_{\text{ст}}}{d\tau} \leq 0,003 \text{ К}/\text{с}$ . Систематические осмотры свидетельствуют о том, что металл газоходов не подвергается коррозии, а покрытие за 10 тыс. ч мало изменило свое состояние.

Положительный результат получен и при нанесении этого покрытия на трубчатый воздухоподогреватель котла ПК-10, где через 10 тыс. ч покрытие было разрушено примерно на 50 %, но трубы не имели следов коррозии.

Результаты лабораторных и промышленных исследований показали перспективность защиты от сернокислотной коррозии кислотостойкими покрытиями.

На первом этапе эмалирование было внедрено на котле ТГМ-84/А. Осмотр эмалированной набивки через 15 тыс. ч показал, что ее состояние практически не отличается от первоначального. Этот эффект достигнут за счет того, что эмалирование производилось при тщательном контроле за соблюдением технологии нанесения покрытия. На этом котле срок службы эмалированной набивки достигает 4 лет. Аналогичные данные получены и на ряде других котлов.

Несоблюдение же технологии эмалирования приводит к преждевременному выходу из строя эмалированной набивки. Хотя и при этих условиях использование ее также экономически оправдано, экономическая эффективность резко снижается. Только при соблюдении всех технологических требований может быть обеспечена высокая эффективность эмалирования набивки РВП как способа защиты от сернокислотной коррозии.

Эмалировать можно не только набивку регенеративных, но и трубы рекуперативных воздухоподогревателей. При этом возникает трудность в заделке эмалированных труб в трубные доски, которая должна обеспечить не только плотность соединения, но и предотвратить повреждение эмали. Решение этого вопроса можно осуществить, например, в соответствии с разработкой ВТИ, где предлагается концы труб заливать слоем кислотоупорного бетона, который одновременно служит защитой трубных досок от коррозии. Компенсация температурных деформаций может быть обеспечена сквозными щелями в бетоне в местах стыковки отдельных секций воздухоподогревателя.



1. Хитрин Л. Н. Физика горения и взрыва. М., Изд-во МГУ, 1957. 442 с.
2. Спейшер В. А., Горбаненко А. Д. Повышение эффективности использования газа и мазута в энергетических установках. М., Энергия, 1974. 208 с.
3. Арсеев А. В. Сжигание природного газа. М., Metallurgizdat, 1963. 407 с.
4. Абрамович Г. Н. Прикладная газовая динамика. М., Наука, 1969. 824 с.
5. Семикин И. Д., Аверин С. И., Радченко И. И. Топливо и топливное хозяйство металлургических заводов. М., Металлургия, 1965. 391 с.
6. Ахмедов Р. Б. Дутьевые горелочные устройства. М., Недра, 1970. 263 с.
7. Иванов Ю. В. Основы расчета и проектирования газовых горелок. М., Гостоптехиздат, 1963. 359 с.
8. Ахмедов Р. Б., Гольдберг И. М., Петрова Ж. В. Исследование процессов выгорания при радиально-струйной подаче газа и закрученный поток воздуха.— Газ. пром-сть, 1973, № 9, с. 38—41.
9. Ахмедов Р. Б., Балагула Т. Б. Процесс смешения двойных концентрических струй с закруткой в потоке газа.— Теплоэнергетика, 1972, № 5, с. 42—45.
10. Соколова Я. И., Цирульников Л. М., Конюхов В. Г. Снижение образования полициклических ароматических углеводородов при сжигании природного газа. М., ВНИИЭгазпром, 1982. 55 с.
11. Цирульников Л. М., Кадыров Р. А. О влиянии организации процессов горения на эмиссию окислов газомазутными топками.— В кн.: Использование газа в народном хозяйстве. М., ВНИИЭгазпром, 1975, № 8, с. 9—15.
12. Цирульников Л. М., Васильев В. П. Об образовании окислов азота при горении газа и мазута и их подавлении на основе зонального воздействия на факел.— В кн.: Окислы азота в продуктах сгорания топлив. Киев, Наукова думка, 1981, с. 28—35.
13. Кондратьев В. Н., Никитин Е. Е. Кинетика и механизм газофазных реакций. М., Наука, 1975. 559 с.
14. Основы практической теории горения/Под ред. В. В. Померанцева. Л., Энергия, 1973. 264 с.
15. Сигал И. Я. Защита воздушного бассейна при сжигании топлива. Л., Недра, 1977. 294 с.
16. Тепловой расчет котельных агрегатов (нормативный метод)/Под ред. Н. В. Кузнецова. М., Энергия, 1973. 296 с.
17. Ахмедов Р. Б., Талибджансв З. С., Мусаев И. К. Рациональные методы сжигания газа в топках котлоагрегатов предприятий черной металлургии. М., ВНИИЭгазпром, 1971. 69 с.
18. Ахмедов Р. Б., Талибджанов З. С., Мусаев И. К. Реверсивные горелочные устройства для котлоагрегатов предприятий черной металлургии. М., ЦНИИчермет, 1972. 22 с.
19. Цирульников Л. М., Конюхов В. Г., Кадыров Р. А. Охрана воздушного бассейна и пути уменьшения токсичности выбросов газомазутных котлов. М., ВНИИЭгазпром, 1975. 51 с.
20. Цирульников Л. М. Пути уменьшения образования токсичных и агрессивных продуктов сгорания природного газа и мазута.— М., ВНИИЭгазпром, 1980. 36 с.
21. Пучинян С. И. Разработка присадки к сернистому мазуту и исследе-

дование ее влияния на работу котельных агрегатов. Автореф. канд. дис. Л., ЦКТИ, 1981. 18 с.

22. *Калмару А. М.* Исследование образования  $\text{NO}_x$  и  $\text{SO}_3$  при сжигании мазута в энергетических котлах.— Автореф. канд. дис. Таллин, ТалПИ, 1977. 21 с.

23. *Исследование* различных методов борьбы с выбросами окислов азота парогенераторами/Т. Б. Эфендиев, В. А. Крутиев, В. В. Чупров и др.— В кн.: Теория и практика сжигания газа. Т. VI. Л., Недра, 1975, с. 521—525.

24. *Булгаков В. Г.* Исследование эффективности сжигания высокоподогретого мазута в топках газомазутных парогенераторов СКД.— Автореф. канд. дис. М., МЭИ, 1979. 21 с.

25. *Соловьева Т. В., Хрусталева В. А.* Руководство по методам определения вредных веществ в атмосферном воздухе. М., Медицина, 1974.

26. *Альперин В. З., Конник Э. И., Кузьмин А. А.* Современные электрохимические методы и аппаратура для анализа газов в жидкостях и газовых смесях. М., Химия, 1975. 184 с.

27. *Перегуд Е. А., Быховская М. С., Гернет Е. В.* Быстрые методы определения вредных веществ в воздухе. М., Госхимиздат, 1962. 272 с.

28. *Авдеева А. А.* Контроль сжигания газообразного топлива. М., Энергия, 1971. 256 с.

29. *Авдеева А. А., Белосельский Б. С., Краснов М. Н.* Контроль топлива на электростанциях. М., Энергия, 1973. 384 с.

30. *Сжигание* высокосернистого мазута на электростанциях/Н. И. Верховский, Г. К. Красноселов, Е. В. Машиллов, Л. М. Цирульников. М., Энергия, 1970. 445 с.

31. *Внуков А. К.* Надежность и экономичность котлов для газа и мазута. М.—Л., Энергия, 1966. 368 с.

32. *Определение* механического недожога в высокотемпературной зоне мазутного факела/М. А. Наджаров, Г. И. Мотин, Ф. М. Яхилевич и др.— Теплоэнергетика, 1974, № 9, с. 39—42.

33. *Определение* содержания углеродистых частиц в отходящих газах энергоустановок/А. А. Кондратова, М. В. Глюстангелова, И. С. Корсакова и др.— Энергомашиностроение, 1976, № 6, с. 31—32.

34. *Миронова Г. Л., Николаева М. В., Вяхирев Д. А.* Газохроматографическое определение абсолютного количества сажи в отработанных газах.— Завод. лаб., 1974, № 8, с. 942.

35. *Певный Н. И., Саакянц Г. С.* Прибор для определения сажи в газовых потоках и пламенах.— Завод. лаб., 1965, № 4, с. 512—513.

36. *Милликен Р. К.* Размеры, оптические свойства и температура частиц сажи.— В кн.: Измерения температур в объектах новой техники. М., Мир, 1965, с. 152—172.

37. *Алексеева М. В.* Определение атмосферных загрязнений. М., Медгиз, 1963. 256 с.

38. *Гилод В. Я.* Сжигание мазута в металлургических печах. М., Металлургия, 1973. 312 с.

39. *Цирульников Л. М., Конюхов В. Г., Грек Е. В.* Методы определения концентраций токсичных продуктов неполного сгорания газа и мазута. М., ВНИИЭгазпром, 1977. 55 с.

40. *Ваня Я.* Анализаторы газов и жидкостей. М., Энергия, 1970. 552 с.

41. *Тхоржевский В. П.* Автоматический анализ газов и жидкостей на химических предприятиях. М., Химия, 1976. 272 с.

42. *Жариков В. А.* Оптический метод определения потерь топлива от механической неполноты сгорания.— В кн.: Низкосортное жидкое топливо для стационарных установок. М., Транспорт, 1968, с. 128—134.

43. *Лаптев В. А., Лашкевич Ю. Б., Парфенов В. И.* Прибор для контроля за дымлением крупных ТЭЦ и ГРЭС.— В кн.: Методы и средства контроля за загрязняющими атмосферу промышленными выбросами. Киев, Знание, 1976, с. 42—43.

44. *Шпольский Э. В., Ильина А. А.* Флуоресценция 3,4-бензпирена в замороженных растворах.— Журн. эксперимент. и теорет. физики, 1951, т. 21, вып. 2, с. 142—144.

45. Шкатов Е. Ф., Матрученко В. С., Шатаева Е. В. Пробоотборные устройства с автоматической стабилизацией режимных параметров пылегазовых измерений.— В кн.: Механическая очистка промышленных газов. М., Машиностроение, 1974, с. 220—234.

46. Методические указания по санитарной охране внешней среды от загрязнения канцерогенными углеводородами в районе расположения предприятий нефтеперерабатывающей промышленности. Киев, НИИ общей и коммунальной гигиены им. А. Н. Марзеева, 1969.

47. Дикун П. П. Рекомендации по применению методов определения 3,4-бензпирена и других полициклических углеводородов в различных продуктах. Метод. письмо. Л., НИИ онкологии им. Н. Н. Петрова, 1965. 20 с.

48. Яворовская С. Ф. Газовая хроматография — метод определения вредных веществ в воздухе и биологических средах. М., Медицина, 1972. 206 с.

49. Методы-спутники газовой хроматографии. М., Мир, 1972. 398 с.

50. Шабад Л. М. Методы определения и изучения бластомогенности химических веществ. М., Медицина, 1970. 240 с.

51. Белянин Б. В., Эрих В. Н. Технический анализ нефтепродуктов и газа. Л., Химия, 1975. 336 с.

52. Методика поверки автоматических промышленных газоанализаторов на микроконцентрации сернистого ангидрида, сероводорода, хлора и окислов азота. М., Изд-во стандартов, 1975. 24 с.

53. Перегуд Е. А. Химический анализ воздуха. Л., Химия, 1976. 328 с.

54. Бабко А. К., Пилипенко А. Т. Фотометрический анализ. Методы определения неметаллов. М., Химия, 1974. 360 с.

55. Временная контрольная методика по определению содержания окислов азота в дымовых газах/Е. Н. Штерн, В. А. Крутиев, Н. П. Гордеева, О. М. Власова. М., СПО Союзтехэнерго, 1978. 20 с.

56. Методические указания по определению содержания окислов азота в дымовых газах котлов (экспресс-методы). М., СПО Союзтехэнерго, 1983. 23 с.

Предисловие . . . . .	3
<b>Глава I. Организация сжигания газа и мазута . . . . .</b>	<b>6</b>
Сжигание горючих газов	
1.1. Виды горения газового топлива в зависимости от условий смесеобразования . . . . .	—
1.2. Длина кинетического газового факела . . . . .	7
1.3. Длина диффузионного газового факела . . . . .	10
1.4. Аэродинамическая структура воздушного потока на выходе из горелочных устройств . . . . .	12
1.5. Развитие газовых струй в поперечно движущемся равномерном плоскопараллельном потоке воздуха . . . . .	16
1.6. Развитие газовых струй в поперечно движущемся закрученном потоке воздуха . . . . .	19
1.7. Спутная осевая подача газа в плоскопараллельный воздушный поток . . . . .	23
1.8. Спутная осевая подача газа через кольцевую щель в закрученный поток воздуха . . . . .	26
Распыливание и горение мазута	
1.9. Способы распыливания мазута . . . . .	32
1.10. Регулировочные характеристики форсунок . . . . .	40
1.11. Расширение диапазона регулирования форсунок . . . . .	43
1.12. Расчет центробежных форсунок . . . . .	49
1.13. Некоторые вопросы организации сжигания мазута . . . . .	50
1.14. Сжигание мазута с малыми избытками воздуха . . . . .	59
<b>Глава II. Особенности сжигания газовых и жидких топлив . . . . .</b>	<b>66</b>
2.1. Состав продуктов горения и его изменение по длине факела . . . . .	—
2.2. Применение термодинамического метода при изучении механизмов образования продуктов горения . . . . .	78
2.3. Применение кинетического метода при изучении механизмов образования продуктов горения . . . . .	79
2.4. Схема образования бенз(а)пирена в факеле . . . . .	83
2.5. Схема образования окиси азота в факеле . . . . .	85

2.5.1.	Анализ известных механизмов образования воздушных окислов азота . . . . .	85
2.5.2.	Анализ известных механизмов образования топливных окислов азота . . . . .	87
2.5.3.	Применение результатов термодинамических расчетов при разработке схемы образования окиси азота . . . . .	89
2.5.4.	Расчет констант кинетического уравнения для определения концентрации окиси азота в различных зонах газового факела . . . . .	91
2.6.	Схема образования серного ангидрида в факеле . . . . .	93
2.6.1.	Анализ механизма Н. Н. Семенова окисления сероводорода . . . . .	—
2.6.2.	Термодинамический анализ состава серосодержащих продуктов горения . . . . .	94
2.6.3.	Применение результатов термодинамических расчетов для разработки схемы выгорания сероводорода и образования серного ангидрида в факеле . . . . .	98
2.6.4.	Расчет констант кинетического уравнения для определения концентрации серного ангидрида в различных зонах факела . . . . .	99
<b>Глава III. Особенности совместно-раздельного сжигания газа и мазута в одной топке . . . . .</b>		<b>102</b>
3.1.	Регулирование температуры перегретого пара в газомазутных котлах . . . . .	—
3.2.	Радиационный теплообмен в топках газомазутных котлов . . . . .	109
3.3.	Оценка потребного диапазона регулирования суммарного теплообмена в топках . . . . .	113
3.4.	Требования к рациональной организации топочных процессов . . . . .	114
3.5.	Комбинированные газомазутные горелочные устройства . . . . .	117
<b>Глава IV. Методы подавления вредных выбросов при сжигании газовых и жидких топлив . . . . .</b>		<b>122</b>
4.1.	Влияние коэффициента избытка воздуха на концентрации вредных веществ . . . . .	—
4.2.	Влияние нагрузки на концентрации вредных веществ . . . . .	127
4.3.	Влияние особенностей топлива на образование вредных веществ . . . . .	129
4.4.	Влияние рециркуляции газов на концентрации вредных веществ . . . . .	134
4.5.	Влияние ступенчатости сжигания на концентрации вредных веществ . . . . .	138
4.6.	Подавление вредных выбросов путем зонального впрыскивания влаги в факел . . . . .	140

4.7.	Влияние подготовки мазута к сжиганию на образование вредных веществ . . . . .	146
4.7.1.	Влияние температуры (вязкости) мазута на концентрации вредных веществ . . .	—
4.7.2.	Влияние обработки мазута алюмосиликатной присадкой на концентрации вредных веществ . . . . .	150
4.8.	Влияние некоторых конструктивных параметров топочно-горелочных устройств на концентрации вредных веществ . . . . .	151

**Глава V. Методы измерения концентраций токсичных и агрессивных продуктов горения . . . . . 157**

5.1.	Окись углерода . . . . .	—
5.1.1.	Титриметрическое и электрохимическое определение . . . . .	—
5.1.2.	Линейно-колористическое определение	158
5.1.3.	Газохроматографические методы . . .	—
5.2.	Сажистые частицы . . . . .	159
5.2.1.	Отбор проб . . . . .	—
5.2.2.	Методы определения концентрации . .	160
5.3.	Канцерогенные вещества . . . . .	166
5.3.1.	Методы отбора проб для анализа . . .	167
5.3.2.	Методы подготовки проб к количественному анализу . . . . .	169
5.3.3.	Хроматографические методы анализа	170
5.3.4.	Спектральные методы определения канцерогенных веществ . . . . .	174
5.4.	Сероводород . . . . .	177
5.4.1.	Титриметрическое определение . . .	—
5.4.2.	Фотоколориметрическое определение .	179
5.4.3.	Газохроматографические методы . . .	—
5.5.	Оксиды азота . . . . .	180

**Глава VI. Защита от коррозии радиационных поверхностей нагрева . . 182**

6.1.	О механизме коррозии . . . . .	—
6.2.	Анализ путей снижения коррозии радиационных поверхностей нагрева . . . . .	185
6.3.	Уменьшение сульфидной коррозии экранов НРЧ путем ввода в мазут присадки хлористого магния . . . . .	191
6.4.	Ввод водяного пара в пристенную зону экранов НРЧ с целью снижения их коррозии . . . . .	197

**Глава VII. Коррозия низкотемпературных поверхностей нагрева . . . 203**

7.1.	Образование серного ангидрида . . . . .	—
7.2.	Влияние серосодержания топлива на скорость коррозии	205
7.3.	О механизме серноокислотной коррозии . . . . .	207

7.4. Сжигание высокосернистого мазута с малыми избытками воздуха . . . . .	217
7.5. Ввод нейтрализующих присадок . . . . .	221
7.6. Применение кислотостойких покрытий для защиты низкотемпературных поверхностей нагрева от сернокислотной коррозии . . . . .	225

Список литературы . . . . .	232
-----------------------------	-----

**Рустам Берович Ахмедов,  
Лев Маркович Цирульников**

## **ТЕХНОЛОГИЯ СЖИГАНИЯ ГОРЮЧИХ ГАЗОВ И ЖИДКИХ ТОПЛИВ**

---

Редактор издательства Л. А. Рейхерт. Переплет художника В. А. Тюлюкина.  
Технический редактор И. Г. Сидорова. Корректоры М. И. Итис,  
В. Н. Малахова.

ИБ № 4686

Сдано в набор 17.05.84. Подписано в печать 03.10.84. М-38192.  
Формат 60 × 90 1/16. Бумага тип № 2. Гарнитура литературная.  
Печать высокая. Усл. печ. л. 15.0. Усл. кр.-отт. 15.0.  
Уч.-изд. л. 16.05. Тираж 7900 экз. Заказ 1003/610.  
Цена 1 р. 10 к.

Ордена «Знак Почета» издательство «Недра». Ленинградское отделение.  
193171, Ленинград, С-171, ул. Фарфоровская, 12.

Ленинградская типография № 4 ордена Трудового Красного Знамени Ленинградского  
объединения «Техническая книга» им. Евгении Соколовой Союзполиграфпрома при  
Государственном комитете СССР по делам издательств, полиграфии и книжной торговли.  
191126, Ленинград, ул. Социалистическая, 14.



## УВАЖАЕМЫЕ ЧИТАТЕЛИ!

Ленинградское отделение издательства «Недра» в 1985 г. выпускает в свет третий том «Сборника руководящих материалов для работников газового хозяйства РСФСР» (цена 1 р. 60 к.).

В третьем томе будут помещены руководящие документы по эксплуатации газового хозяйства, разработанные ГипроНИИгазом и утвержденные Главгазом МЖКХ РСФСР, типовые производственные (технологические) инструкции на основные виды работ по эксплуатации газового хозяйства РСФСР, разработанные республиканским производственным управлением газового хозяйства «Орггаз» и утвержденные Главгазом МЖКХ РСФСР.

Типовые производственные инструкции разработаны в соответствии с «Правилами технической эксплуатации и требованиями безопасности труда в газовом хозяйстве РСФСР», утвержденными МЖКХ РСФСР в 1983 г., а также с типовыми положениями и инструкциями, опубликованными во втором томе.

Публикуемые руководящие документы и инструкции регламентируют периодичность проведения технических осмотров, обслуживания, текущих ремонтов и других работ, выполняемых работниками газовых хозяйств городов и населенных пунктов при эксплуатации газопроводов и сооружений на них, а также внутреннего газового оборудования. Для каждого вида работ приведены его содержание, организация выполнения и требования безопасности труда в газовом хозяйстве.

Руководящие документы и типовые производственные (технологические) инструкции должны использоваться работниками производственных управлений (объединений), трестов и контор по эксплуатации газового хозяйства РСФСР при переработке действующих положений и инструкций в соответствии с «Правилами технической эксплуатации и требованиями безопасности труда в газовом хозяйстве РСФСР».

Помещаемые в сборнике материалы могут быть полезны и для работников газовых хозяйств других республик, организаций и ведомств, занимающихся эксплуатацией газовых хозяйств городов и населенных пунктов.

Заказывайте книгу в магазинах местных книготоргов или в магазинах «Недра»: № 17 Ленкниги (199178, Ленинград, В-178, Средний пр., 61) и № 59 Москниги (127412, Москва, И-412, Коровинское шоссе, 20).

Заказы оформляйте заблаговременно, так как тиражи книг определяются собранными заказами.

