

УДК 553/521 (575.2) (04)

ЗНАЧЕНИЕ ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО ВЕТРА ДЛЯ ТЕПЛООБМЕНА В ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ УСТРОЙСТВАХ НА ОСНОВЕ КОРОННОГО РАЗРЯДА

Г.В. Ашмарин – зав. лаб., ст. преп.,
В.М. Лелевкин – докт. физ.-мат. наук, проф.,
И.А. Ниязалиев – инженер,
А.В. Токарев – канд. физ.-мат. наук, доц.,
В.А. Юданов – вед. инженер

The type of the heat exchange was studied in plasmochemical reactor of co-axial geometry. The heat exchange coefficients were defined for the plasmofforming gas to the reactor side for various kinds of corona discharges. The main role in the heat exchange belongs to the electrical wind.

Введение. Коронные разряды благодаря своим особенностям широко используются для плазмохимического синтеза озона из кислорода и бинарных смесей с азотом, очистки токсичных газовых выбросов от окислов азота и монооксида углерода, в электрофильтрах для очистки отходящих газов от взвешенных частиц [1-4]. При разработке технологических устройств на основе коронного разряда необходимо на стадии проектирования уделять особое внимание условиям теплообмена в аппарате. Особенно это касается плазмохимических реакторов, так как перегрев разрядной зоны может приводить к термическому разложению продуктов реакции.

Учет мелкомасштабных газодинамических явлений (электрический ветер), сопровождающих коронный разряд при расчете теплообмена в реакторе, позволяет повысить эффективность его работы.

В известной литературе процессы теплообмена в устройствах на основе коронного разряда не рассматриваются. Поэтому изучение особенностей теплообмена в указанных

устройствах представляет научный и практический интерес.

Цель работы: исследовать распределение входящей тепловой энергии между тепловым потоком через охлаждаемый катод, теплом, выносимым из реактора плазмообразующим газом, и энергией, расходуемой на образование продуктов плазмохимических реакций; определить коэффициенты теплоотдачи от плазмообразующего газа к стенке реактора для коронных разрядов различного типа, реализуемых в коаксиальной геометрии разрядного промежутка.

Эксперимент. В работе исследуется плазмохимический реактор, схема которого приведена на рис. 1. В теплоизолирующем корпусе расположен разрядный узел, состоящий из цилиндрического заземленного электрода, снабженного системой водяного охлаждения. По оси цилиндра – коронирующий провод из никрома, диаметром 0,25 мм. Торцевые поверхности электрода закрыты заглушками, через которые осуществляется вход - выход газа. На входе и выходе воды и газа установлены датчики температуры и расхода.

Вестник КРСУ. 2006. Том 6. № 1

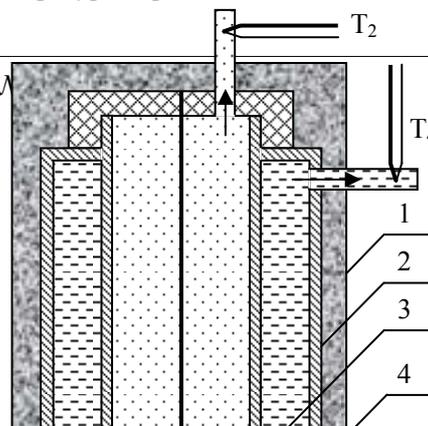


Рис. 1. Схема экспериментальной установки:
 1 – теплоизолирующий корпус; 2 – система охлаждения водой; 3 – заземленный цилиндрический электрод; 4 – коронирующий электрод; 5 – торцевая заглушка; T_1, T_2, T_3, T_4 – входные и выходные датчики температуры газа и жидкости.

Для реализации в разрядном узле положительной или отрицательной короны на коронирующий провод подают высокое напряжение (до 20 кВ) соответствующей полярности. Импульсно-периодический коронный разряд реализуется по технологии, рассмотренной в работе [5]. В электрической схеме источника питания цилиндрический катод соединяют с заземляющим проводом через тиратрон. Частота включения тиратрона задается внешним генератором. Для предотвращения срыва коронного разряда в дуговой разряд в разрядную цепь со стороны анода вводится индуктивность величиной 2600 Гн [6].

Ток в цепи разряда измеряют многопредельным микроамперметром (мА), а напряжение на разрядном контуре – с помощью киловольтметра (кВ). Шунты и делители напряжения позволяют определять временные и амплитудные характеристики импульсов тока и

напряжения разряда. В качестве плазмообразующего газа использован атмосферный воздух. Регистрация озона на выходе реактора производилась озонометром “Медозон 254/3”.

Электрический ветер. При горении коронных разрядов любого типа возникают газодинамические явления в форме электрического ветра (ЭВ) [7]. ЭВ представляет собой коллективное движение газа в разрядном промежутке, возникающее в результате столкновений заряженных молекул, движущихся по направлению силовых линий поля с нейтральной компонентой газовой среды. В результате трения газовых потоков движение становится вихревым и сложным (рис. 2), на место уходящих масс газа поступают новые, возникает циркуляция газа от коронирующих точек коронирующего электрода к цилиндрическому электроду и обратно в зоны, где нет коронирующих точек. Наличие ЭВ в разрядном промежутке может существенно изменить общую картину теплопередачи в разрядном промежутке за счет увеличения коэффициента теплоотдачи плазмообразующего газа стенке реактора.

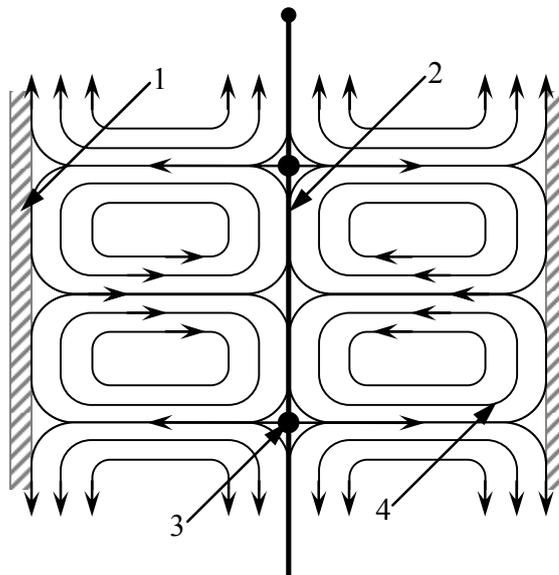


Рис. 2. Схема движения газа под действием электрического ветра: 1 – цилиндрический электрод; 2 – коронирующий электрод; 3 – коронирующая точка; 4 – траектории движения молекул газа.

Скорость электрического ветра W , приблизительно обратно пропорциональна корню

квадратному из величины расстояния до коронирующего провода, достигает 0,5–1,0 м/с и может быть подсчитана по приближенной формуле Ланденбурга, справедливой для воздуха при обычной температуре (м/с):

$$W_s = 5,34 \cdot 10^{-7} \frac{E}{\sqrt{H}}, \quad (1)$$

где E – напряженность электрического поля, В/м (принята равномерной в пространстве между электродами); H – расстояние между коронирующими и цилиндрическим электродами, м.

В экспериментах использовали цилиндрический электрод с внутренним радиусом 28,75 мм. При напряжении питания разряда 18 кВ средняя напряженность электрического поля в разрядном промежутке составляет 626 кВ/м. Скорость электрического ветра, оцененная по эмпирической формуле (1), достигает 2 м/с. Данное значение скорости ветра является оценочным и может изменяться в зависимости от условий проведения опытов.

Теплопередача в реакторе. Показанное на рис. 3 температурное поле в системе газ – стенка – вода соответствует установившемуся режиму процессов теплопереноса в коаксиальном разрядном узле с внутренним и внешним диаметрами $d_1=57,5$ мм; $d_2=61,5$ мм. Температурное поле не меняется с длиной трубы и является функцией радиуса r . Тепловая энергия, выделяющаяся в зоне разряда, повышает температуру газа, и тепло через цилиндрическую стенку из дюралюминия передается охлаждающей воде. Перепады температур $\Delta t_2=t_{22}-t_{21}$; и $\Delta t_{жс}=t_{жс2}-t_{жс1}$ измеряли термопарами. Эффективность теплообмена определяли коэффициентом теплопроводности λ цилиндрической стенки, коэффициентами теплоотдачи α_2 от газового потока к стенке и коэффициентом теплоотдачи $\alpha_{жс}$ от жидкости к стенке.

Результаты. После проведения необходимых измерений для сведения энергетического баланса вычисляли, по каким каналам происходил вынос из реактора вводимой электрической мощности.

Q_1 – тепловая мощность, отдаваемая в воду, охлаждающую реактор:

$$Q_1 = G_{жс} c_{ржс} \Delta t_{жс}, \quad (2)$$

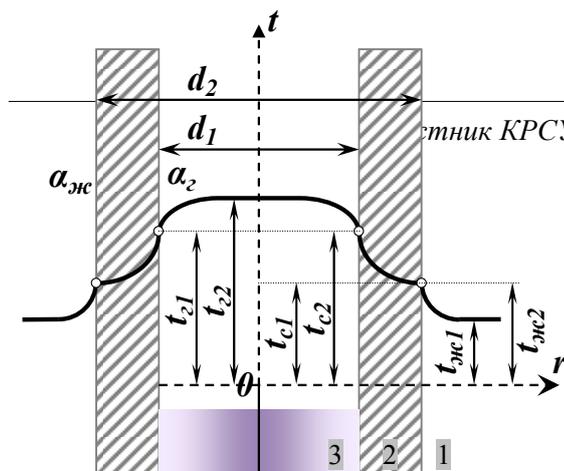


Рис. 3. Теплопередача через однородную цилиндрическую стенку.

$G_{жс}$ – расход воды, кг/с; $c_{ржс}$ – теплоемкость воды, кДж/кг·К; $\Delta t_{жс}$ – разность температур воды на входе и выходе из реактора, °С.

Q_2 – тепловая мощность, выносимая из реактора прокачиваемым воздухом:

$$Q_2 = G_a \rho_a c_{pa} \Delta t_a, \quad (3)$$

G_a – объемный расход воздуха, м³/с; ρ_a – плотность воздуха, кг/м³; c_{pa} – теплоемкость воздуха, кДж/кг·К; Δt_a – разность температур воздуха на входе и выходе из реактора, °С.

Q_3 – тепловая мощность, расходуемая на синтез озона:

$$Q_3 = r G_o C, \quad (4)$$

r – теплота образования озона, равная 3 МДж/кг, м³/с; C – концентрация озона на выходе из реактора, кг/м³.

Q_4 – потери тепловой мощности в окружающую среду:

$$Q_4 = \lambda (0,5 \Delta t_{жс} - t_{oc}) \cdot \left(\frac{2\pi l}{\ln \frac{d_2}{d_1}} + \frac{F}{\delta} \right), \quad (5)$$

которые складываются из потерь через теплоизоляцию цилиндрической формы, это первый

член слагаемого в формуле (5), и потерь через плоские торцевые теплоизолирующие стенки, это второй член слагаемого в формуле (5):

λ – коэффициент теплопроводности материала цилиндра, Вт/м·К; l – длина теплоизолирующего цилиндра, м; t_{oc} – температура окружающей среды, К; d_2 – внешний диаметр теплоизолирующего слоя, м; d_1 – внутренний диаметр теплоизолирующего слоя, м; F – суммарная площадь поверхности двух торцевых теплоизолирующих крышек, м²; δ – толщина теплоизоляции на торцевых крышках, м.

Несмотря на малые тепловые потери в окружающую среду тепловой баланс, между электрической мощностью, вводимой в реактор

$$N_{VA} = IU \quad (6)$$

и различными энергетическими потоками, выходящими из реактора, свести не удавалось. Поэтому предполагается, что часть электрической мощности, которая не укладывается в тепловой баланс, расходуется на диссоциацию молекулярного азота и вычисляется по формуле:

$$Q_5 = N_{VA} - (Q_1 + Q_2 + Q_3 + Q_4). \quad (7)$$

Известно, что при действии на молекулярный азот электрических разрядов [давление 130–270 н/м² (1–2 мм рт. ст.)], или при разложении нитридов В, Ti, Mg и Ca, а также при электрических разрядах в воздухе может образоваться активный азот, представляющий собой смесь молекул и атомов азота, обладающих повышенным запасом энергии. Азот, подвергнутый действию разрядов, приобретает повышенную химическую активность и продолжает светиться при рекомбинации атомарного азота в молекулярный в течение десятков секунд [8]. Учитывая высокую энергию диссоциации молекулы азота ($r_N = 51,428$ МДж/кг [9]) и большое время жизни атомов, данная гипотеза на-

ходит косвенное подтверждение. Исходя из этого, можно вычислить ожидаемую наработку G_N , кг/с атомарного азота на выходе из плазмохимического реактора

$$G_N = Q_5 / r_N \quad (8)$$

Для импульсной, отрицательной и положительной корон она составляет соответственно 0,176; 0,213 и 0,162 мг/с.

При этом концентрация атомарного азота вычислялась по формуле

$$C_N = G_N / G_g \quad (9)$$

Для импульсной, отрицательной и положительной корон она составляет соответственно 10,59; 12,77 и 9,7 г/м³.

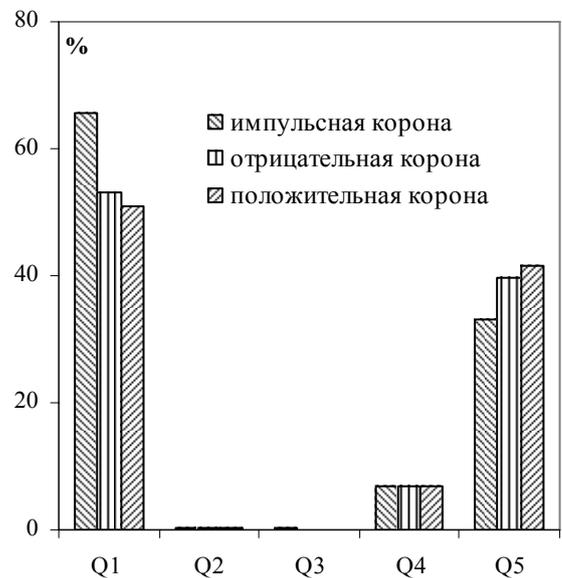


Рис. 4. Распределение потерь тепловой мощности по различным направлениям, в % от вложенной электрической мощности.

Расчет тепловых потоков по различным каналам

Тип коронного разряда	$N_{va}, \text{Вт}$	$Q_1, \text{Вт}$	$Q_2, \text{Вт}$	$Q_3, \text{Вт}$	$Q_4, \text{Вт}$	$Q_5, \text{Вт}$	$\alpha, \text{Вт/м}^2 \cdot \text{К}$	$Nu_{ж}$	$Re_{ж}$	$W_z, \text{м/сек}$
Импульсный	27,30	17,94	0,094	0,106	1,87	9,08	122,90	134,7	48285	22,5
Отрицательный	27,54	14,60	0,094	0,038	1,87	10,94	92,66	101,6	33924	15,81
Положительный	20,00	10,20	0,084	0,014	1,38	8,32	68,50	75,2	23283	10,85

На рис. 4 показано распределение энергетических потоков, выходящих из реактора, % к вводимой электрической мощности, из которого следует, что основными каналами вывода тепловой энергии являются Q_1 – тепловая мощность, отдаваемая в воду, охлаждающую реактор, и Q_5 – энергия, расходуемая на диссоциацию молекулярного азота, которая рассеивается за пределами реактора, остальное – тепловые потери через теплоизоляцию и энергия эндотермических реакций образования озона. Так как тепловая мощность Q_1 поступает в воду, охлаждающую реактор из воздуха, подвергающегося действию коронного разряда, то из закона Ньютона – Рихмана можно определить экспериментальный коэффициент теплоотдачи:

$$\alpha_3 = Q_1 / F \Delta t_{ж} . \quad (10)$$

Данный коэффициент для всех трех исследуемых разновидностей коронного разряда оказался аномально большим (см. таблицу) и требует своего объяснения.

Скорость продольного движения воздуха внутри реактора от места его входа к месту выхода составляла всего 0,65 см/с. Влияние такой маленькой скорости на теплообмен весьма незначительно. Если, согласно формуле Ландербурга, электрический ветер от коронного разряда в условиях эксперимента имеет скорость 2 м/с, то этой скорости также заведомо не достаточно для создания таких больших коэффициентов теплоотдачи. Вычислим ту скорость, которая при движении газа в трубе необходима для получения экспериментально зарегистрированных коэффициентов теплоотдачи. Для этого определим число Нуссельта

$$Nu_e = \frac{\alpha_3 \cdot d}{\lambda_e} , \quad (11)$$

где d – определяющий размер, равный радиусу трубы, так как электрический ветер движется радиально от коронирующего провода к стенке и обратно. Воспользуемся формулой в критериальной форме для теплообмена при турбулентном движении газа в трубе [10]:

$$Nu_e = 0,021 Re_e^{0,8} Pr_e^{0,43} \left(\frac{Pr_e}{Pr_c} \right)^{0,11} , \quad (12)$$

где Pr_e и Pr_c – соответственно числа Прандтля для воздуха вдали от стенки и число Прандтля на стенке реактора. Так как численное значение

числа Нуссельта из формулы (11) нам уже известно, то, преобразуя формулу (12), определим число Рейнольдса:

$$Re_e = \left(\frac{Nu_e}{0,021 \cdot Pr_e^{0,43} \left(\frac{Pr_e}{Pr_c} \right)^{0,11}} \right)^{1,25} . \quad (13)$$

Теперь, зная число Рейнольдса, можно вычислить ту скорость, которая необходима для создания экспериментально наблюдаемого коэффициента теплоотдачи

$$W = \frac{Re_e}{\nu \cdot d} . \quad (14)$$

Найденные скорости получились в 5,5–11 раз больше (см. таблицу), чем дает формула Ланденбурга для электрического ветра. Чем объяснить такое большое расхождение?

Можно предположить, что если действительно в коронном разряде происходит достаточно сильная диссоциация молекулярного азота, то часть атомов азота, достигая стенки реактора, рекомбинирует на ней в молекулы, а тепло рекомбинации отдается в стенку. В этом случае и скорость электрического ветра может соответствовать формуле Ландесбурга и коэффициент теплоотдачи принимает гораздо большие значения, чем без учета химических реакций.

Если скорость электрического ветра в реакторе соответствует формуле Ландесбурга, то вначале вычисляем по формуле (12) число Нуссельта, а затем, преобразуя формулу (11), коэффициент теплоотдачи по Ландесбургу. При этом получается, что $\alpha_{Л} = 13,44 \text{ Вт/м}^2\text{К}$. Это меньше, чем вычислено по формуле (10), соответственно, для импульсной, отрицательной и положительной корон в 9,1–6,9–5,1 раза. Значит, вклад в величину коэффициента теплоотдачи процесса от рекомбинации атомарного азота на водоохлаждаемой стенке является определяющим, таким образом, целесообразно разделить суммарный коэффициент теплоотдачи на обычный, который назовем конвективным α_k и рекомбинационный α_p

$$\alpha = \alpha_k + \alpha_p . \quad (15)$$

Рекомбинационный коэффициент теплоотдачи соответственно, для импульсной, отрица-

тельной и положительной корон составляет 109,46; 79,22; 55,06 Вт/м²К. В отсутствие вклада от рекомбинации атомарного азота, увеличивающего коэффициент теплоотдачи, создание того же теплового потока через стенку к охлаждающей воде требуется в 5,1-9,1 раза больший перепад температур между стенкой и газом. Расчет показывает, что при этом температура газа внутри реактора должна составлять 60-70 °С. При такой высокой температуре синтез озона в озонаторе практически прекращается. Таким образом, рекомбинация атомарного азота или других радикалов на теплообменной стенке, а не электрический ветер, вносит определяющий вклад в увеличение коэффициента теплоотдачи в коронных типах разрядов.

Выводы

1. В плазмохимическом реакторе на основе коронных разрядов порядка 63% подводимой мощности передается через охлаждаемый электрод в воду. Предполагается, что до 30% мощности выводится из системы газовым потоком, содержащим атомарный азот, остальное – тепловые потери через теплоизоляцию и энергия эндотермических реакций образования озона.

2. Интенсивный теплообмен в реакторе происходит в основном за счет рекомбинации атомарного азота на водоохлаждаемой стенке реактора. В 5-9 раз меньший вклад в суммарный коэффициент теплоотдачи, чем рекомбинация атомарного азота, вносит электрический ветер, возникающий в зоне разряда, что полностью определяет высокую эффективность синтеза озона в коронных разрядах.

3. Оснащение теплообменников коронным разрядом способствует интенсификации теплообмена и, как следствие, приводит к сниже-

нию массогабаритных показателей технологических установок.

Литература

1. Экотехника / Под ред. В.И. Чекалова. – Ярославль: Русь, 2004.
2. Першин А.Ф., Федорова А.В. Озонаторы коронного разряда в медицине, пищевой промышленности и сельском хозяйстве // Третий международный конгресс “Вода: экология и технология” – ECWATECH-98. – М., 1998. – С. 671–672.
3. Амиров Р.Х. Самойлов И.С., Шенелин А.В. Синтез озона и разложение формальдегида в импульсной короне // Материалы конф. “Физика и техника плазмы”. Беларусь 13-15 сентября. – Минск, 1994. – С. 321.
4. Ужов В.Н., Вальдберг А.Ю., Мягков Б.И., Решидов К.К. Очистка промышленных газов от пыли. – М.: Химия, 1981. – С. 392.
5. Ашмарин Г.В., Лелевкин В.М., Токарев А.В. Формирование линейного коронного факельного разряда // Физика плазмы. – 2002. – Т. 28. – № 8. – С. 45.
6. Ашмарин Г.В., Токарев А.В. Управление индуктивностью разрядной цепи линейного коронного факельного разряда // Вестник КРСУ. – 2003. – Т. 3. – № 3. – С. 18.
7. Верещагин И.П. Коронный разряд в аппаратах электронно-ионной технологии. – М.: Энергоатомиздат, 1985. – С. 117.
8. Еремин Е.Н. Элементы газовой электрохимии. – М.: МГУ, 1968. – С. 80.
9. Перельман В.И. Краткий справочник химика. – М.: ГНТИХЛ, 1955. – С. 253.
10. Афанасьев В.Н., Исаев С.И., Кожин И.А. и др. Задачник по технической термодинамике и теории тепломассообмена. – М.: Высш. шк., 1986. – С. 225.